

Studiengesellschaft



für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V.

Brandverhalten von Stahl- und Stahlverbundkonstruktionen

Studiengesellschaft P 86

BMFT - Förderkennziffer BAU 6004

Akt. 1.2

**Einfluß der Umfassungsbauteile auf die
Brandentwicklung in Industriehallen**

Abschlußbericht

~~15-0236/001~~
31-7315/001

Abschlußbericht
=====

**Einfluß der Umfassungsbauteile auf die
Brandentwicklung in Industriehallen**

von

Prof.Dr.-Ing.habil. U. Schneider

Februar 1982

BIBLIOTHEK
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Beethovenstraße 52
D-3300 Braunschweig

FKZ: Bau 6004/Akt. 1.2

Die diesem Bericht zugrundeliegenden Arbeiten wurden mit Mitteln des Bundesminister für Forschung und Technologie (Förderungskennzeichen BAU 6004) gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch in allen Fällen bei den Autoren.

II

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	1
1.1 Allgemeines	1
1.2 Problemstellung	2
2. Grundlagen der Wärmebilanzberechnung	4
2.1 Stand der Erkenntnisse	4
2.2 Berechnung des Temperatur-Zeit-Verlaufs	5
2.3 Berechnung des Gaswechsels in Hallen mit Dachentlüftung	11
2.3.1 Voraussetzungen	11
2.3.2 Strömungsgleichungen	12
2.3.3 Gaswechselfvorgänge	15
3. Untersuchung des Brandablaufs in Industriehallen	19
3.1 Rechenannahmen	19
3.2 Rechenmodell	25
3.3 Rechenergebnisse	30
3.3.1 Vorbemerkung	30
3.3.2 Stahlhallen mit Gasbetonumhüllung (Typ A)	32
3.3.3 Stahlhallen mit Stahlbetonumhüllung (Typ B)	38

III

	<u>Seite</u>	
3.3.4	Stahlhallen mit Trapezblechhülle (Typ C)	41
3.3.5	Stahlhallen - Typ E	46
3.3.6	Stahlhallen - Typ F	50
4.	Einfluß der Bauart auf den Brandablauf	53
4.1	Bewertung	53
4.2	Einfluß der Hallenabmessungen	56
4.3	Einfluß der Ventilationsbedingungen	56
4.4	Einfluß der Umfassungsbauteile	62
5.	Auswertung und Empfehlungen	64
5.1	Allgemeine Ergebnisse	64
5.2	Erkenntnisse im Hinblick auf die Angaben in DIN 18 230	65
6.	Zusammenfassung	73
7.	Schrifttum	75

Bezeichnungen und Symbole

Symbol	Dimension	Benennung
A	m ²	Grundfläche des Brandraums oder Brandfläche
A _T	m ²	innere Oberfläche des Brandraums
A _w	m ²	Fensteröffnung
A' _w	m ²	Dachöffnung
b	kJ/m ² Kh ^{1/2}	Wärmeeindringzahl der Bauteile
b _D	m	Breite der Fenster
c	min m ² /kWh	Umrechnungsfaktor gem.DIN 18 230 Teil 1
c _k	1	Kontraktionskoeffizient
c _{pg}	kJ/kgK	spezifische Wärmekapazität der Luft bzw. Gase
c _w	kJ/kgK	spezifische Wärmekapazität der Bauteile
E _{rest}	kJ (Kcal)	potentielle Restenergie bei Beginn der Abkühlphase
g	m/s ²	Erdbeschleunigung
H	m	Hallenhöhe
H _u	kJ/kg (kcal/kg)	unterer Heizwert
h	m	neutrale Ebene bis zur Dachöffnung
h _D	m	Fensterhöhe
h'	m	Fensteroberkante bis zur Dachöffnung
\dot{h}_c	kJ/s (kcal/s)	freigesetzte Energie im Brandraum
\dot{h}_g	kJ/s (kcal/s)	gespeicherte Energie im Brandraumgas
\dot{h}_l	kJ/s (kcal/s)	Konvektion durch Öffnungen
\dot{h}_o	kJ/s (kcal/s)	Energieabstrahlung durch Fenster- und Dachöffnungen

Symbol	Dimension	Benennung
\dot{h}_w	kJ/s (kcal/s)	Wärmeleitung in die Umfassungsbauteile
j	1	Zähler für unterschiedliche Bauteile, j = 1, 2, 3
m	1	Abbrandfaktor gemäß DIN 18 230 Teil 2
\dot{m}_g	kg/s	horizontal ausströmende Gasmenge
\dot{m}'_g	kg/s	vertikal ausströmende Gasmenge
\dot{m}_{gg}	kg/s	gesamte ausströmende Gasmenge
\dot{m}_l	kg/s	eintretende Luftmenge
q	kg/m ² (kWh/m ²)	Brandbelastung
\dot{R}	kg/s	Abbrandrate
\dot{R}_{sp}	kg/m ² h	spezifische Abbrandgeschwindigkeit des Brandgutes
r	kg B/kg L	kg Brennstoff pro kg Luft bei stöchio- metrischer Verbrennung
T _g	K	Temperatur im Brandraum
T _O	K	Temperatur der Umgebung
T _w	K	Temperatur der Bauteiloberfläche
t	s, min	Zeit
t _ä	min	äquivalente Normbranddauer
t _F	min	erf. Feuerwiderstandsdauer gem. DIN 18230
V _R	m ³	Volumen des Brandraums
v _{gB}	m/s	Geschwindigkeit der horizontal aus- strömenden Gase
v' _{gB}	m/s	Geschwindigkeit der vertikal aus- strömenden Gase
v _g	m/min	Brandausbreitungsgeschwindigkeit
v _l	m/s	Geschwindigkeit der horizontal ein- strömenden Gase
w	1	Wärmeabzugsfaktor gem. DIN 18 230 Teil 1

Symbol	Dimension	Benennung
x	m	Ortskoordinate im Bauteil
y	m	horizontale Stromlinie, Abstand zur neutr. Ebene
y^o	m	Dicke der Gasschicht im Fensterbereich
y^u	m	Dicke der Luftschicht im Fensterbereich
α	$\text{kJ/m}^2 \text{ K}$	konvektive Wärmeübergangszahl
γ	1	Sicherheitsbeiwert gemäß DIN 18 230 Teil 1
ϵ	1	mittlere Emissionszahl
ξ	1	Mischungsbeiwert bei der Verbrennung
λ_w	kJ/mhK	Wärmeleitfähigkeit der Bauteile
ρ_g	kg/m^3	Dichte der Verbrennungsgase
ρ_o	kg/m^3	Dichte der Umgebungsluft
ρ_w	kg/m^3	Dichte der Bauteile
ϕ	1	Stöchiometrischer Verbrennungsfaktor
σ	$\text{kJ/m}^2 \text{ hK}^4$	Boltzmannsche Strahlungskonstante

1. Einleitung

1.1 Allgemeines

Die brandschutztechnische Bemessung und Beurteilung von Bauteilen erfolgt in der Regel aufgrund von Brandversuchen. In der Bundesrepublik Deutschland ist diese Art der Bemessung und Klassifizierung in DIN 4102 festgelegt. Sie setzt voraus, daß die Anforderungen, z.B. an die Feuerwiderstandsdauer der tragenden Bauteile eines Bauwerks, bauaufsichtlich geregelt sind. Dieses auf Erfahrungen beruhende System von bauaufsichtlichen Anforderungen einerseits und allgemein akzeptierten Prüfbestimmungen andererseits führte bislang bei baulichen Anlagen normaler Nutzung zu keinen besonderen Risiken. Diese Tatsache ist umso erstaunlicher, als insbesondere die Festlegungen und Anforderungen des Normbrandes nach DIN 4102 relativ willkürlich sind; denn aus der unendlichen Vielzahl von realen Brandverläufen wird ein einziger, und zwar nicht einmal der ungünstigste Brandverlauf als maßgebende Brandbeanspruchung für die Bemessung definiert. Ob dieses System im Mittel auch zu wirtschaftlichen Lösungen geführt hat, ist nicht bekannt.

Reale Brände sind hinsichtlich ihres Temperatur-Zeit-Verhaltens vom Normbrand nach DIN 4102 grundsätzlich zu unterscheiden. In Abhängigkeit von der vorliegenden Brandlast und Ventilation können Temperaturen auftreten, die teilweise über, zum Teil jedoch auch deutlich unter den im Normbrandversuch realisierten Brandraumtemperaturen liegen. Auch bezüglich des zeitlichen Verlaufs ist im natürlichen Brand mit ganz anderen Verhältnissen als im Normbrand zu rechnen. Zu unterscheiden sind Vollbrände mit hoher Intensität und kurzen Branddauern und

Schmelbrände mit niedriger Intensität und u.U. sehr langen Branddauern.

Es gibt vielfältige Bemühungen und Bestrebungen, die brandschutztechnische Bemessung von Gebäuden aufgrund des tatsächlich zu erwartenden Schadenfeuers vorzunehmen. Ein solches Schadenfeuer läßt sich beispielsweise anhand einer Wärmebilanzrechnung prognostizieren. Solche Berechnungen sind in den USA, Schweden und Japan bereits Stand der Technik /18/. In der Bundesrepublik stehen vergleichbare Arbeiten noch aus bzw. sind vorläufig erst nur Stand der Wissenschaft.

1.2 Problemstellung

Im Rahmen dieser Studie soll das Brandgeschehen in großen Brandabschnitten (Industriehallen) rechnerisch simuliert werden. Ausgangspunkt der durchzuführenden Berechnungen ist eine Wärmebilanz in dem betrachteten Brandabschnitt. Ausgehend vom brennenden Material werden die Stoff- und Wärmetransportvorgänge im Brandabschnitt in Form von gekoppelten Gleichungen dargestellt und numerisch beschrieben. Als Ergebnis erhält man den zeitabhängigen Aufbau der Temperaturfelder in dem brennenden Gebäude und den angrenzenden Bauteilen und die Mengen der sich entwickelnden Rauchgase. Des weiteren erhält man Aussagen über die Wärmeströme infolge Konvektion, Konduktion und Radiation.

Das in /1/ ausführlich beschriebene Modell für Wärmebilanzrechnungen in kleineren Brandräumen wird im Rahmen dieses Vorhabens durch zusätzliche Überlegungen erweitert und für die Berechnung des Brandablaufs in Industriehallen eingesetzt. Vereinfachend wird dabei von einer homogenen Temperaturverteilung im Gebäude ausgegangen. Die Zulässigkeit dieser Annahme ist in /1/ begründet. Mit Hilfe der Modellrechnungen soll geklärt werden, welche Brand-

raumtemperaturen bei bestimmten Brandlasten, Ventilationsbedingungen und Brandausbreitungsgeschwindigkeiten in Industriehallen auftreten und welche Brandauern zu erwarten sind. Anhand einiger typischer Hallenkonstruktionen wird anschließend der Einfluß der Wärmedämmung und -speicherung der Umfassungsbau-
teile auf das Brandgeschehen gezielt untersucht. Bei Stahlhallen mit Trapezblechbekleidungen treten vermutlich geringere Brandraumtemperaturen auf als z.B. bei einer Ausfachung der Konstruktion mit Gasbeton oder bei Verwendung hochwärmegeämmter Trapezblechwände und -dachkonstruktionen.

Die Untersuchungen haben zum Ziel, für bestimmte Kombinationen von Gebäudetypen und Brandlasten detaillierte Kenntnisse über die Wärmeabsorption der Umfassungsbau-
teile von Industriehallen im Brandfall zu gewinnen. Der in der Vornorm DIN 18 230 eingearbeitete Faktor zur Berücksichtigung der Wärmedämmung (Umrechnungsfaktor c) soll im Zuge dieser Arbeiten überprüft und besser begründet werden /2/. Insbesondere wird in der vorliegenden Arbeit somit auch die während eines Brandes auftretende Abkühlperiode mit erfaßt. Dieses ist in der Normbrandprüfung gemäß DIN 4102, Teil 2, naturgemäß nicht der Fall, d.h. das zugrundegelegte Schadenfeuer wird in der Prüfung einfach abgeschnitten.

2. Grundlagen der Wärmebilanzberechnung

2.1 Stand der Erkenntnisse

Das Problem der Berechnung bzw. Vorhersage der mittleren Brandraumtemperaturen in Gebäuden im Falle eines Schadenfeuers ist außerordentlich komplex. Die am Brandgeschehen direkt und indirekt beteiligten Einflußgrößen sind nur teilweise erforscht, so daß eine umfassende mathematische Formulierung des gesamten Problems gegenwärtig nicht möglich erscheint. Immerhin hat die Entwicklung von Großrechenanlagen jedoch so weit geführt, daß nunmehr auch umfangreiche Gleichungssysteme mit erträglichem Zeitaufwand gelöst werden können, so daß die Entwicklung aufwendiger Wärmebilanzmodelle sinnvoll erscheint.

Das hier behandelte Problem des gekoppelten Wärme- und Stofftransports infolge eines Brandes wurde nach unseren Kenntnissen erstmalig in den fünfziger Jahren von Kawagoe /3/ theoretisch behandelt. Das von ihm für kleine Räume entwickelte theoretische Wärmebilanzmodell enthielt bereits alle wesentlichen Parameter, die auch heute noch zur Anwendung gelangen. Kawagoe mußte jedoch aufgrund fehlender Erkenntnisse und vermutlich auch aus Mangel an genügender Rechenkapazität den wichtigen Parameter "Energiefreisetzung" stark vereinfachen, so daß seinen Ergebnissen gegenwärtig nur noch historische Bedeutung zukommt; die Studie selbst ist jedoch als Pionierarbeit zu werten.

Arbeiten von Magnusson et al. /4/ geben erstmalig einen Überblick über den zeitlichen Temperaturverlauf in kleinen Räumen infolge von Holzkrippenbränden. Wesentliche Verbesserungen in dieser Richtung enthalten neuere Arbeiten von Harmathy /5/, Thomas /6/, Babrauskas /7/, Bøhm /8/ und Tanaka /9/, wobei einschränkend zu sagen ist,

daß den Arbeiten von Thomas /6/ ein stationärer Zustand zugrunde liegt und Harmathy /5/ sich durch starke Vereinfachung der notwendigen Gleichungen um eine geschlossene Lösung des Temperaturproblems bemüht hat.

Neuere Arbeiten aus den USA und Japan zeigen, daß in zunehmendem Maße der Frage des Entstehungsbrandes und seiner Ausbreitung nachgegangen wird. Entsprechende Berichte von Quieniere /10/, Pape /11/, Prahl /12/ und Waterman /13/ liegen vor. Es hat sich darin gezeigt, daß der mathematische Aufwand mit zunehmender Verfeinerung der Modelle überproportional ansteigt. Eine der fortgeschrittensten Arbeiten in dieser Richtung wurde 1978 von Mitler /14/ vorgelegt. In der Bundesrepublik Deutschland sind die Mittel für solche Arbeiten sehr begrenzt, so daß neben den eigenen Ansätzen /15/ derzeit keine ergänzenden Informationen aus anderen Institutionen vorliegen.

2.2 Berechnung des Temperatur-Zeit-Verlaufs

Eine wesentliche Voraussetzung für brandschutztechnische Untersuchungen ist die Beschreibung des zeitlichen Verlaufs der Raumtemperaturen während des zu erwartenden bzw. anzunehmenden Schadenfeuers. Die Berechnung des Temperatur-Zeit-Verlaufes ist nach /1/ näherungsweise möglich, sofern bestimmte Eingangsgrößen bezüglich Brandentstehung, Brandausbreitung und Temperaturverteilung in dem Gebäude als bekannt vorausgesetzt werden. In diesem Zusammenhang spielt die nutzungsbedingte Brandbelastung sowie deren Form und Verteilung eine große Rolle. Für den Fall, daß die Temperaturverteilung bei Auftreten eines Brandes im Inneren des Gebäudes homogen ist und die Wärmeabgabe an die Umfassungswände durch

einen eindimensionalen Ansatz beschrieben werden kann, ist in /15/ ein Rechenmodell beschrieben, worauf im folgenden Bezug genommen wird.

Die Wärmebilanz in einem Raum ergibt sich nach Bild 1 aus dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik zu

$$\dot{h}_c - (\dot{h}_l + \dot{h}_o + \dot{h}_w + \dot{h}_g + \dot{h}_s) = 0 \quad (2.1)$$

Folgende Energieanteile sind darin enthalten:

\dot{h}_c - die pro Zeiteinheit durch Verbrennung und Brandnebenerscheinungen im Brandraum freigesetzte Energie,

\dot{h}_l - die durch Konvektion entzogene Energie,

\dot{h}_o - die durch Fensterstrahlung entzogene Energie,

\dot{h}_w - die an die Umfassungsbauteile durch Konvektion und Strahlung abgegebene Energie,

\dot{h}_g - die im Brandraum gespeicherte Energie und

\dot{h}_s - sonstige Energieanteile, z.B. Wärmesenken im Brandgut.

Gl. (2.1) beinhaltet eine starke Vereinfachung des Brandgeschehens im Brandraum. Insbesondere wird nicht zwischen dem Flammenvolumen und dem übrigen Gasvolumen im Brandraum unterschieden. In neueren Arbeiten wird versucht, diesem Sachverhalt durch sogenannte Mehrzonenmodelle besser Rechnung zu tragen /16/.

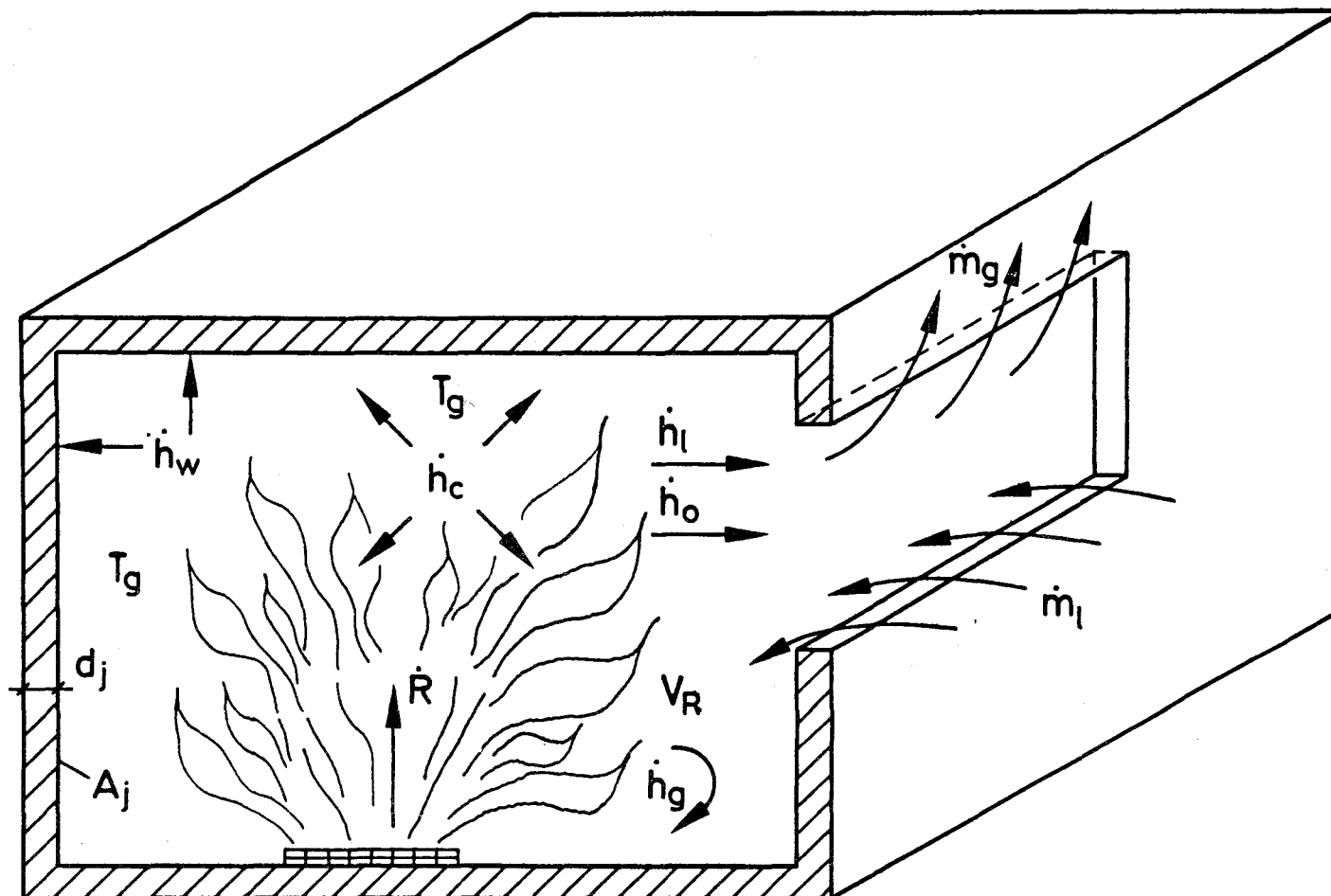


Bild 1: Energie- und Massenströme im Brandraum bei einem Vollbrand

Die zugehörige Massenbilanz im Brandraum ist durch

$$\dot{m}_g - (\dot{m}_l + \dot{R}) = 0 \quad (2.2)$$

gegeben, mit

\dot{m}_g - die ausströmende Rauchgasmenge in kg/h,

\dot{m}_l - die einströmende Lüftmenge in kg/h und

\dot{R} - die Abbrandgeschwindigkeit des Brandgutes in kg/h.

Im Zuge der Berechnung ist grundsätzlich zu prüfen, ob im Brandraum zu jedem Zeitpunkt die für die Verbrennung erforderliche Sauerstoffmenge zur Verfügung steht. Sofern kein genauerer Nachweis möglich ist, wird empfohlen, von einer stöchiometrischen Verbrennung auszugehen, bei der die Brandbeanspruchungen der Bauteile maximal werden. Bei Sauerstoffüberschuß wird das Brandgeschehen durch das Brandgut (brandlastgesteuerter Brand), bei Sauerstoffmangel durch die Ventilation (ventilationsgesteuerter Brand) bestimmt.

Die einzelnen Energieströme von Gl. (2.1) sind entsprechend den lokalen brandschutztechnischen Gegebenheiten zu bestimmen, wobei in der Literatur teilweise von etwas unterschiedlichen Grundannahmen ausgegangen wird. Die größten Diskrepanzen treten bei der Definition der freigesetzten Energie \dot{h}_c auf; hier liegen bisher nur wenig praktische Erfahrungen, vor allem mit cellulosehaltigen Materialien vor. Sofern die Abbrandgeschwindigkeit \dot{R} bekannt ist, wird nach /15/ die Energiefreisetzung aus

$$\dot{h}_c = \dot{R} \cdot H_u \cdot \xi \quad (2.3)$$

berechnet. Falls die in den Brandraum einströmende Frischluftmenge \dot{m}_l begrenzt ist, gilt dagegen:

$$\dot{h}_c = \frac{\dot{m}_l \cdot H_u}{r} \cdot \xi \quad (2.4)$$

Darin bedeuten H_u der untere Heizwert in kJ/kg und r die pro kg Brennstoff zur vollständigen Verbrennung erforderliche Luftmenge. ξ ist ein Mischungsbeiwert, der eine unvollständige Verbrennung infolge schlechter Durchmischung der Pyrolysegase berücksichtigt. Im ungünstigsten Fall ist $\xi = 1,0$ zu setzen, weil dann die Temperaturen im Brandraum Maximalwerte erreichen. Nach /15/ ist der Quotient H_u/r für alle Brennstoffe etwa gleich, so daß die Energiefreisetzung im Bereich des ventilationsgesteuerten Abbrandes mit ausreichender Genauigkeit prognostiziert werden kann.

Die einzelnen Energieterme von Gl. (2.1) lassen sich nach /15/ wie folgt berechnen:

Die Energie der aus dem Brandraum ausströmenden Gase erhält man aus

$$\dot{h}_1 = \dot{m}_1 \cdot c_{pg} \cdot (T_g - T_o) + \dot{R} \cdot c_{pg} \cdot (T_g - T_o) \quad (2.5)$$

mit

c_{pg} - spezifische Wärmekapazität in kJ/kg · K

T_g - Gastemperatur im Brandraum in K

T_o - Umgebungstemperatur in K

Die in den Brandraum einströmende Frischluftmenge \dot{m}_1 und die auströmende Rauchgasmenge wird unter Berücksichtigung der angegebenen Gleichungen im folgenden Abschnitt 2.3 berechnet.

Der Strahlungsverlust durch Fenster- und Dachöffnungen ergibt sich aus

$$\dot{h}_o = A_w \cdot \sigma \cdot (T_g^4 - T_o^4) \quad (2.6)$$

mit

A_w - Fläche der Fensteröffnungen in m²

σ - Boltzmannsche Strahlungskonstante in kJ/m²hK⁴.

Die Energieabgabe an die Umfassungsbauteile infolge Konvektion und Radiation folgt aus

$$\dot{h}_w = \sum A_{Tj} \cdot (\alpha_j (T_g - T_{wj}) + \varepsilon_j \cdot \sigma \cdot (T_g^4 - T_{wj}^4)) \quad (2.7)$$

mit

j - Zähler für unterschiedliche Bauteile; j= 1,2,3

A_{Tj} - (j=3; Wände, Decke, Fußboden)

α_j - Wärmeübergangszahl des Bauteils j in $\text{kJ/m}^2\text{K}$

ε_j - mittlere Emissionszahl des Bauteils j

Neben der unbekannten Gastemperatur T_g treten in dieser Gleichung die Temperaturen T_{wj} der Umfassungsbauteile auf, die die Wärme-bzw. Brandbeanspruchung charakterisieren. Die Bauteiltemperaturen werden unter Berücksichtigung der Anfangs- und Randbedingungen aus der Fouriergleichung bestimmt:

$$c_w \cdot \rho_w \cdot \frac{\partial T_{wj}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (\lambda_w \cdot \frac{\partial T_{wj}}{\partial x}) \quad (2.8)$$

mit c_w - spezifische Wärmekapazität der Bauteile in kJ/kgK

ρ_w - Dichte in kg/m^3

λ_w - Wärmeleitfähigkeit in kJ/mhK

x - Ortskoordinate im Bauteil in m

Die Speicherwärme \dot{h}_g der Gase im Brandraum kann bei kleinen Räumen (Wohnräume) vernachlässigt werden. Im übrigen wird sie entsprechend

$$\dot{h}_g = \rho_g \cdot V_R \cdot c_{pg} \cdot \frac{dT_g}{dt} \quad (2.9)$$

mit V_R = Volumen des Brandraumes in m^3

bestimmt. Unter Vernachlässigung der Energie \dot{h}_s (Wärme-

senken) lassen sich aus den Gln. (2.1) bis (2.9) fünf Gleichungen mit insgesamt drei Unbekannten gewinnen, wobei mit $j = 3$ die Gl. (2.12) dreimal zu berücksichtigen ist.

$$F(T_g, \dot{m}_1, T_{wj}) = 0 \quad (2.10)$$

$$G(\dot{m}_1, T_g) = 0 \quad (2.11)$$

$$H(T_g, T_{wj}) = 0 \quad (2.12)$$

Diese Gleichungen müssen simultan gelöst werden. Naturgemäß ist ihre Lösung nur numerisch auf einer Großrechenanlage möglich. Die Lösungsprozedur ist im vorliegenden Fall so angelegt, daß in Zeitschritten von < 10 s die obigen Gleichungen erfüllt werden.

2.3 Berechnung des Gaswechsels in Hallen mit Dachlüftung

2.3.1 Voraussetzungen

Den im folgenden entwickelten Modellvorstellungen liegen bestimmte vereinfachende Annahmen zugrunde, die in /1/ für den Fall der Entlüftung durch Fensteröffnungen beschrieben sind, hier jedoch im Hinblick auf zusätzliche Dachentlüftungen erweitert werden müssen. Die Untersuchung von Bränden in Räumen mit Dachöffnungen ist vor allen Dingen im Hinblick auf die Beurteilung von Industriehallen wichtig, weil der Rauch- und Wärmeabzug durch Dachöffnungen, Oberlichter und Klappen eine allgemein anerkannt günstige brandschutztechnische Maßnahme ist, zumindest soweit davon die Frage der Flucht und Rettung betroffen ist. Es ist jedoch bekannt, daß die mittleren Gastemperaturen durch Dachöffnungen im Falle eines Brandes wesentlich herabgesetzt werden können, so daß sich durch die damit

verbundene Wärmeentlastung auch eine deutliche Minderung in der Brandbeanspruchung der tragenden Konstruktion ergibt. Das in /1/ beschriebene Wärmebilanzmodell ist also in der Weise zu erweitern, daß neben der horizontalen Gasströmung auch eine vertikale Gasströmung möglich wird. Die vorzunehmenden Änderungen im vorhandenen Modell betreffen den konvektiven Wärmestrom \dot{h}_l in der Bilanzgleichung, wobei die mit der Dachöffnungsfläche veränderliche Lage der neutralen Ebene zu berücksichtigen ist. Die übrigen Energieteile des in /1/ beschriebenen Wärmebilanzmodells bleiben dagegen unberührt.

Unabhängig von der angenommenen Brandabschnittsfläche und Brandraumhöhe wird im weiteren vorausgesetzt, daß

- die Temperaturen im Brandabschnitt homogen verteilt sind,
- im Brandraum eine neutrale Druckebene existiert,
- die Gasströmung als reibungsfreie Strömung mit horizontalen und vertikalen Stromlinien, die sich gegenseitig nicht beeinflussen, nach Bernoulli ermittelt werden kann und
- die ideale Gasgleichung zur Beschreibung der Rauchgaszustände hinreichend genau ist.

2.3.2 Strömungsgleichungen

Unter Zugrundelegung der o.g. Voraussetzungen lassen sich die für den Gaswechselfvorgang maßgebenden Gleichungen angeben. Für die horizontal ausströmenden Gase (s./1/, S. 10) gilt

$$v_{gB} = \left(2 g y \left(\frac{\rho_o}{\rho_g} - 1 \right) \right)^{1/2} \quad (2.13)$$

Die vertikale Gasgeschwindigkeit in der Dachöffnung ist dementsprechend durch

$$v'_{gB} = \left(2 g h \left(\frac{\rho_o}{\rho_g} - 1 \right) \right)^{1/2} \quad (2.14)$$

gegeben, so daß sich die Menge der ausströmenden Gase (s.Bild 2)

$$\dot{m}_{gg} = \dot{m}_g + \dot{m}'_g = \dot{m}_\ell + \dot{R} \quad (2.15)$$

durch

$$\begin{aligned} \dot{m}_{gg} = & \left(\frac{2}{3} \cdot b_D \cdot (y^o)^{3/2} + A'_w \cdot (y^o + h')^{1/2} \right) \\ & \cdot c_k \cdot \rho_g \cdot \left(2 g \left(\rho_o / \rho_g - 1 \right) \right)^{1/2} \end{aligned} \quad (2.16)$$

angeben läßt. Für die einströmende Luftmenge erhält man

$$\dot{m}_\ell = \frac{2}{3} \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_o \cdot \left(2 g \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_o} \right) \right)^{1/2} \cdot y^u \quad (2.17)$$

Unter Berücksichtigung des Vollständigkeitsgrades der Verbrennung nach /1/ ergibt sich für die Verbrennungsbilanz

$$(\dot{m}_g + \dot{m}'_g) / \dot{m}_\ell = 1 + \phi / r \quad (2.18)$$

woraus sich mit (2.16) und (2.17) eine Beziehung zur Berechnung der Lage der neutralen Ebene gewinnen läßt:

$$\begin{aligned} y^u \quad 3/2 = & \left(\frac{\rho_g}{\rho_o} \right)^{1/2} \left((h_D - y^u)^{3/2} + A'_w \cdot \frac{3 \cdot (h_D - y^u + h')^{1/2}}{2 b_D} \right) \\ & - \frac{\dot{R}}{\frac{2}{3} \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_o \left(2 g \left(1 - \rho_g / \rho_o \right) \right)^{1/2}} \end{aligned} \quad (2.19)$$

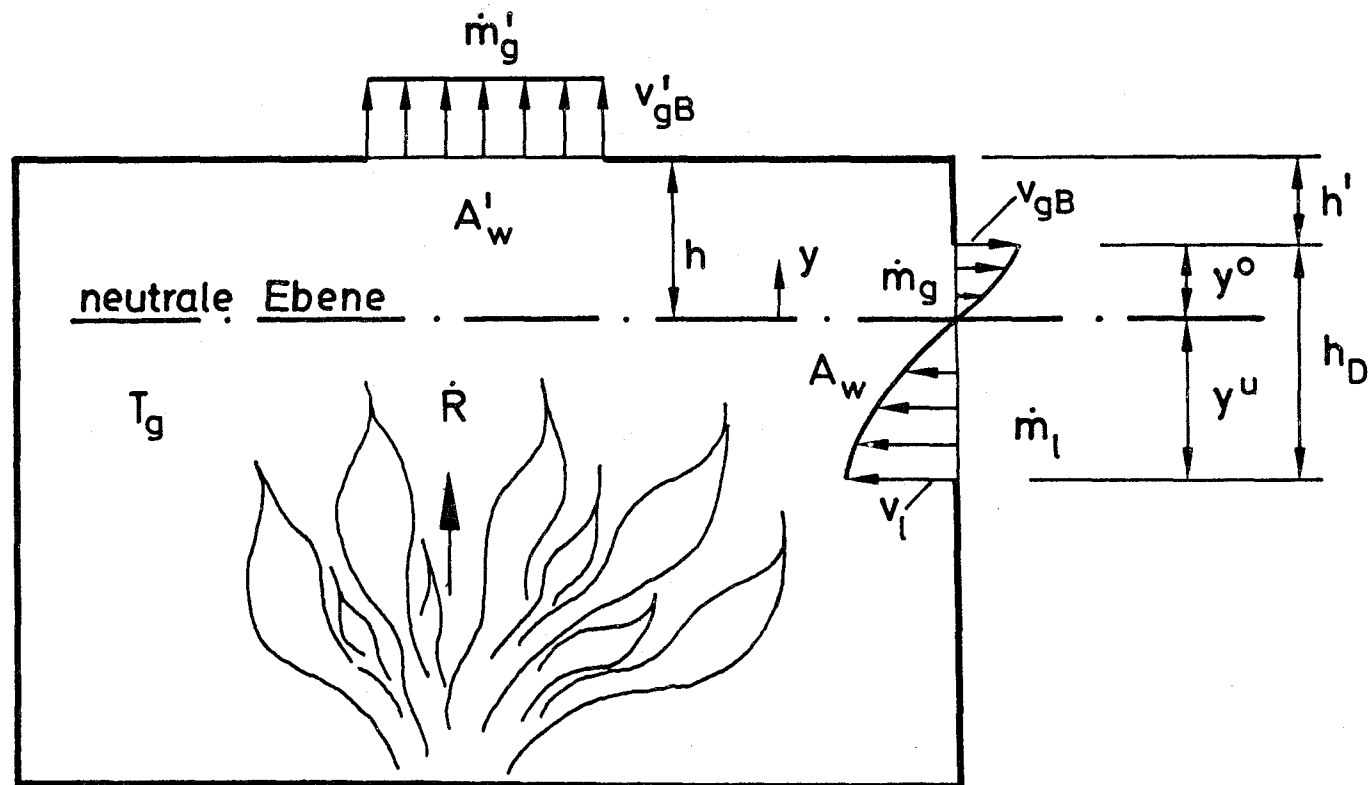


Bild 2: Gaswechsel beim Vollbrand in einem Brandabschnitt mit Dachentlüftung

Die Lage der neutralen Ebene läßt sich nicht explizit angeben, solange $A'_w > 0$ ist. Dieses bedeutet, daß im Rechenprogramm die neutrale Ebene nach jedem Zeitschritt iterativ bestimmt werden muß. Mit $A'_w = 0$ erhält man aus Gl. (2.18) und (2.19)

$$y^u \text{ }^{3/2} = (\rho_g / \rho_o)^{1/2} (h_D - y^u)^{3/2} - (\dot{m}_g / \dot{m}_\ell - 1) \cdot y^u \text{ }^{3/2} \quad (2.20)$$

woraus sich nach einigen Umformungen die Beziehung

$$y^u = \frac{h_D}{1 + \left(\frac{\rho_o}{\rho_g}\right)^{1/3} \cdot \left(\frac{\dot{m}_g}{\dot{m}_\ell}\right)^{2/3}} \quad (2.21)$$

ergibt. Diese Gleichung stimmt mit der in /1/ auf Seite 12 angegebenen Beziehung überein. Sie beschreibt die Lage der neutralen Ebene für den Fall, daß der Brandraum nur Fensteröffnungen besitzt.

2.3.3 Gaswechselforgänge

Die vorstehenden Überlegungen müssen noch erweitert werden, und zwar im Hinblick darauf, daß die Lage der neutralen Ebene gemäß Bild 3 im Fenster- und auch oberhalb des Fensterbereichs liegen kann. Für die iterative Berechnung ist es erforderlich, vorab entsprechende Beurteilungskriterien aufzustellen, damit der Gasaustausch möglichst einfach zu berechnen ist. Sofern die neutrale Ebene oberhalb der Fensteröffnung liegt (s. Bild 3, oben), wird die einströmende Luftmenge aus

$$\dot{m}_\ell = 2/3 \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_o \left(2 g \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_o}\right)\right)^{1/2} \cdot ((h_D + y^o)^{3/2} - y^o \text{ }^{3/2}) \quad (2.22)$$

berechnet. Aus Gl. (2.15) und (2.22) läßt sich dann folgende Beziehung gewinnen

$$\frac{\dot{m}_\ell + \dot{R}}{\dot{m}_\ell} = \frac{A'_w}{A_w} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_o}\right)^{1/2} \cdot \frac{3 \cdot (h' - y^o)^{1/2}}{2 \cdot h_D^{1/2}} \cdot \left(1 + \frac{y^o}{h_D}\right)^{3/2} - \left(\frac{y^o}{h_D}\right)^{3/2} - 1 \quad (2.23)$$

woraus man mit $y^o \equiv 0$ bzw. $y^u \equiv h_D$ die für den Grenzfall maßgebende Bestimmungsgleichung erhält:

$$(A^* \cdot h' - B^* \cdot R) \cdot h_D^{-3/2} \quad \begin{cases} < 1 & \text{Fall I} \\ = 1 & \text{Fall II} \\ > 1 & \text{Fall III} \end{cases} \quad (2.24)$$

Darin bedeuten:

$$A^* = \frac{3}{2} \frac{A'_w}{b_D} \left(\frac{T_o}{T_g}\right)^{1/2} \quad \text{und} \quad (2.25)$$

$$B^* = (2/3) \cdot c_k \cdot b_D \cdot \rho_o \cdot (2 \cdot g \cdot (1 - T_o/T_g))^{1/2} - 1 \quad (2.26)$$

Im Fall I berechnet sich die einströmende Luftmenge aus

$$\dot{m}_\ell = (y^u)^{3/2} / B^* \quad (2.27)$$

wobei y^u gemäß folgender Gleichung

$$(y^u)^{3/2} = \left(\frac{T_o}{T_g}\right)^{1/2} \cdot (h_D - y^u)^{3/2} + A^* \cdot (h_D - y^u + h')^{1/2} - B^* \cdot R \quad (2.28)$$

zu berechnen ist. Für den Grenzfall $y^o \equiv 0$ gilt

$$\dot{m}_1 = (h_D)^{3/2} / B^* \quad (2.29)$$

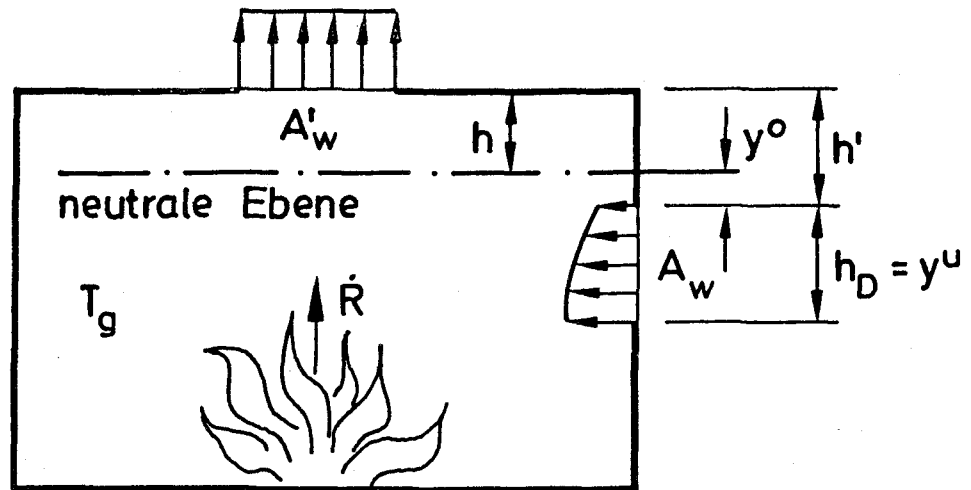
und im Fall III erhält man

$$\dot{m}_1 = ((h_D + y^o)^{3/2} - (y^o)^{3/2}) / B^* \quad (2.30)$$

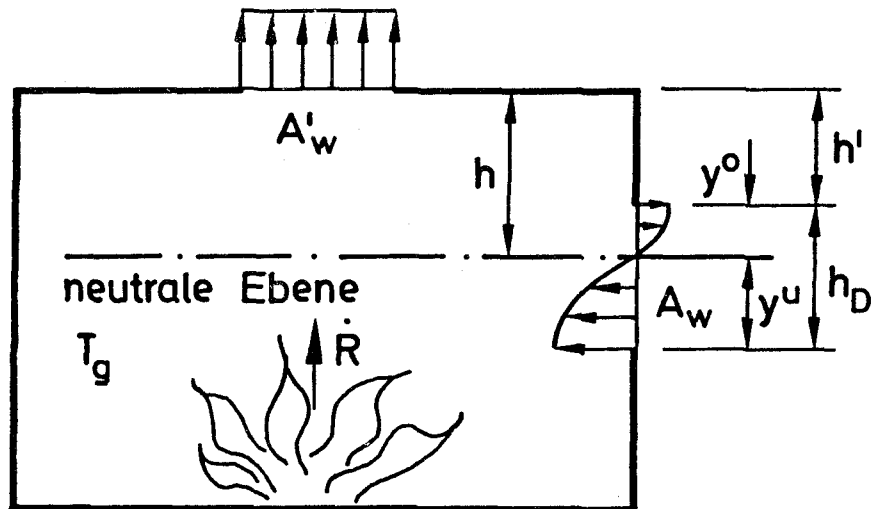
wobei die Lage der neutralen Ebene aus

$$((h_D + y^o)^{3/2} - (y^o)^{3/2}) = A^* \cdot (h' - y^o)^{1/2} - B^* \cdot R \quad (2.31)$$

bestimmt wird. Die Gln. (2.27), (2.29) oder (2.30) sind in das im Abschnitt 2.2 diskutierte Wärmebilanzmodell in Gl. (2.5) einzuarbeiten. Für den Fall $A'_w \equiv 0$ ergibt das Modell zwangsläufig die ursprünglichen Gleichungen für Gebäude ohne Dachentlüftung gemäß /1/.



Fall III: $(A^* \cdot \sqrt{h'} - B^* \cdot \dot{R}) \cdot h_D^{-3/2} > 1.0$



Fall I: $(A^* \cdot \sqrt{h'} - B^* \cdot \dot{R}) \cdot h_D^{-3/2} < 1.0$

Bild 3: Mögliche Lage der neutralen Ebene beim Vollbrand in Gebäuden mit Dachentlüftung

3. Untersuchung des Brandablaufs in Industriehallen

3.1 Rechenannahmen

Bei der rechnerischen Simulation von Brandabläufen in Industriehallen muß vorab eine Vielzahl von Parametern festgelegt werden. Wichtige Einflußgrößen sind beispielsweise die

- Hallenabmessungen,
- Höhe, Anordnung und Art der Brandbelastung,
- Ventilationsverhältnisse,
- Art der Umfassungsbauteile,
- Brandherdgröße,
- Brandausbreitungsgeschwindigkeit,
- Flashover - Temperatur und
- die spezifische maximale Abbrandgeschwindigkeit.

Mit Rücksicht auf den zu erwartenden Rechenaufwand war von vornherein klar, daß im Verlauf der Durchführung dieses Vorhabens nicht alle Einflußgrößen systematisch untersucht werden können und daß weiterhin für bestimmte Parameter nur 2 oder 4 Kombinationen zu betrachten waren. Unter Berücksichtigung vorliegender Erkenntnisse und Erfahrungen /16/, wurden von den o.g. Einflußgrößen die

- Art der Umfassungsbauteile,
- Hallenabmessungen und
- Ventilationsverhältnisse

in der Arbeit näher untersucht bzw. als Parameter betrachtet. Insgesamt wurden fünf Hallentypen in jeweils sechs verschiedenen Größen untersucht. Unter Berücksichtigung der Ventilationskombinationen ergaben sich daraus 120 umfangreiche Rechenläufe. Im einzelnen wurde mit den in den Tabellen 1, 2 und 3

angegebenen Parametern gerechnet, wobei die konstruktive Ausbildung der Stahlhallen den jeweils gewählten Materialien angepaßt wurde.

Tabelle 1

Aufbau der betrachteten Stahlhallen und die gewählten Materialien der Umhüllung

Hallen Typ	Material / Dicke		
	Dach	Fußboden	Wand
A	Gasbeton 15 cm	Normalbeton 20 cm	Gasbeton 20 cm
B	Normalbeton 15 cm	Normalbeton 20 cm	Normalbeton 20 cm
C	Trapezbl. 8 cm (PS)	Normalbeton 20 cm	Trapezbl. 10 cm (PUR)
D ⁺)	-	-	-
E	Normalbeton 15 cm	Normalbeton 20 cm	Stahlblech 0.1 cm
F	50% Normalb. 15 cm 50% Stahlbl. 0.1 cm	Normalbeton 20 cm	Stahlblech 0.1 cm

⁺) Der zunächst ebenfalls untersuchte Hallentyp D entsprach dem Typ C. Er war jedoch mit etwas geringeren Dicken in der Wärmedämmung ausgeführt. Da die Rechenergebnisse dennoch keine signifikanten Unterschiede gegenüber dem Typ C ergeben haben, werden sie nicht weiter betrachtet.

Nach den in /1/ gemachten Darlegungen erschien es nicht sinnvoll, die Hallenabmessungen über 3200 m² Grundfläche hinaus zu vergrößern. Das Rechenmodell wird nach /1/ mit zunehmender Hallengröße ungenauer, weil die darin enthaltene Grundannahme einer homogenen Temperaturverteilung immer weniger gut zutrifft. Es mußte somit davon ausgegangen werden, daß die Flächenvariation um den Faktor 4

genügt, um den größeren Einfluß auf die Brandentwicklung hinreichend genau zu erfassen (s. Tabelle 2); die Hallenhöhen wurden mit 5m und 8m festgelegt.

Tabelle 2

Abmessungen der betrachteten Stahlhallen
(jeweils für Typ A, B, C, E und F)

Länge (m)	Breite (m)	Höhe (m)	Fläche (m ²)
40	40	5	1600
20	40	5	800
40	80	5	3200
40	40	8	1600
20	40	8	800
40	80	8	3200

Im Hinblick auf den Rechenumfang war es nicht möglich, Art und Höhe der Brandbelastung q zu variieren. Es wurde deshalb einheitlich mit 30 kg/m^2 Holzbrandlast ($\hat{=} 144 \text{ kWh/m}^2$) gerechnet, d.h. es wurde davon ausgegangen, daß die im Industriebau anzutreffenden Extremwerte in der Brandbelastung für die Aussagefähigkeit dieses Berichtes von untergeordneter Bedeutung sind (s. Tabelle 3). Weiterhin wurde in Anlehnung an /1/ eine maximale spezifische Abbrandgeschwindigkeit \dot{R}_{sp} von $30 \text{ kg/m}^2\text{h}$ fest vorgegeben. Solche Abbrandge-

schwindigkeiten sind im Mittel bei Bränden von Cellulosestoffen zu erwarten. Der Gesamtabbrand ergibt sich aus dem Produkt von Brandfläche und spezifischer Abbrandgeschwindigkeit. Die maximale Abbrandgeschwindigkeit ist entweder durch die Hallengrundfläche oder durch die in die Halle einströmende Sauerstoffmenge begrenzt (s. Abschnitt 3.2); d.h. bei sehr guter Ventilation wird sich möglicherweise der gesamte Brandabschnitt am Brandgeschehen beteiligen können, sofern die Brandausbreitung vergleichsweise rasch erfolgt. Man erhält dann einen intensiven Brand von kurzer Dauer. Sofern Luftmangel eintritt, ist dagegen mit einer verlängerten Branddauer zu rechnen, wobei u.U. jedoch auch sehr hohe Temperaturen auftreten.

Der Einfluß der Ventilation wurde in der Arbeit daher eingehend studiert, zumal der Rauch- und Wärmeabzug für den Brandablauf in eingeschossigen Industriegebäuden besonders wichtig ist. Variiert wurden die Größe der Fensterbänder bzw. -öffnungen und auch die Größe der Dachöffnungen, so daß sich bei vorgegebener Brandlast und Hallenabmessung jeweils 4 Rechenläufe pro Halle ergaben. Die Größe der Ventilationsöffnungen wurde so festgelegt, daß die in der Praxis häufig vorkommenden Verhältnisse abgedeckt sind (s. Tabelle 3).

Tabelle 3

Brandbelastung und Ventilation der untersuchten Stahlhallen
(jeweils für Hallentyp A, B, C, E und F)

Fläche (m ²)	q*) (kg/m ²)	Fensteröffnung (m ²)	Dachöffnung (m ²)
1600	30	80	0
	30	80	40
	30	160	0
	30	160	80
800	30	40	0
	30	40	20
	30	80	0
	30	80	40
3200	30	160	0
	30	160	80
	30	320	0
	30	320	160

*) Bezogen auf die Grundfläche der betrachteten Industriehallen (1 kg/m² Holzbrandlast $\hat{=}$ 4.8 kWh/m²).

Die in den Berechnungen zugrundegelegten Stoffwerte sind auf Tabelle 4 angegeben. Die Stoffwerte vom Trapezblech und den PUR- bzw. PS-Dämmschichten wurden als unabhängig von der Temperatur angenommen. Bei den Decken, Wänden und Fußböden aus Normal- bzw. Gasbeton wurde dagegen die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte jeweils berücksichtigt. Die angegebenen

Werte auf Tabelle 4 beziehen sich in diesen Fällen auf den jeweiligen Ausgangszustand bei 20°C. Nicht berücksichtigt in den Berechnungen wurde die thermisch bedingte Degradation der Wärmedämmschichten, weil darüber fundierte theoretische Erfahrungen praktisch nicht vorliegen. Unabhängig von den jeweiligen Stahlblech- und Brandraumtemperaturen, wurde somit immer das Vorhandensein der gesamten Wand- oder Deckenbekleidung im Gebäude unterstellt. Im Hinblick auf die Zielsetzung dieses Berichts muß erwähnt werden, daß sich mit dieser Annahme immer auf der "sicheren" Seite liegende Rechenergebnisse ergeben; umgekehrt ist also das vorzeitige Versagen einer Dämmschicht in der Praxis durch die damit erzielte bessere Ventilation u.U. eine erhebliche brandschutztechnische Reserve.

Tabelle 4

Stoffwerte der verwendeten Decken-, Wand- und Fußbodenmaterialien bei 20°C

Stoffart	Rohdichte (kg/m ³)	Wärmeleitfähigkeit (kJ/mhK)	Wärmekapazität (kJ/kg K)	Wärmeeindringzahl ⁺⁾ (kJ/m ² Kh ^{1/2})
Normalbeton	2300	7.30	1.05	133
Gasbeton	600	0.50	0.93	17
Stahl	7850	190	0.46	828
PUR-Dämmung	40	0.072	2.09	2.5
PS-Dämmung	20	0.142	1.30	1.9

$$+) \quad b = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c_p}$$

$$1 \text{ kJ} \hat{=} 2.778 \cdot 10^{-4} \text{ kWh}$$

$$3600 \text{ kJ} \hat{=} 1 \text{ kWh}$$

3.2 Rechenmodell

Die über Wärmebilanzberechnungen vorliegende Literatur unterscheidet sich im wesentlichen in den Ansätzen für die pro Zeiteinheit freigesetzte Energie. Dies ist bedingt durch die Komplexität eines Verbrennungsvorganges, die eine Differenzierung der verschiedenen Phasen des Brandgeschehens notwendig macht. Als Ausgangspunkt für die Energiefreisetzung wird im einfachsten Fall der Ansatz

$$\dot{h}_C = \dot{R} \cdot H_u \quad (3.1)$$

gewählt, wobei eine vollständige Mischungsbildung und Verbrennung vorausgesetzt werden. Für die Energiefreisetzung gibt es jedoch eine zweite Möglichkeit. Im Bereich des lüftungskontrollierten Brandes ist die maximale Energiefreisetzung durch die Frischluftmenge begrenzt

$$\dot{h}_C = \dot{m}_l \cdot \left(\frac{H_u}{r} \right), \quad (3.2)$$

d.h. sofern die Luft knapp wird und nicht mehr eine ausreichende Sauerstoffmenge zur Verfügung steht, ist eine Energiefreisetzung gemäß Gl.(3.1) nicht möglich. Der Grenzfall (stöchiometrische Verbrennung) ist durch die Bedingung

$$\frac{\dot{R} \cdot r}{\dot{m}_l} = \varnothing \quad \begin{cases} < 1 & \text{brandlastgesteuert} \\ > 1 & \text{ventilationsgesteuert} \end{cases} \quad (3.3)$$

gegeben.

Die vorgeschlagenen Formulierungen besitzen zwei Vorteile, auf die gesondert hingewiesen werden muß. Solange der Brand ventilationsgesteuert ist ($\varnothing \geq 1$), ist für die Energiefreisetzung der Ausdruck H_u/r maßgebend. Dieser Wert ist nach Tabelle 5 für viele Brennstoffe

annähernd konstant, d.h. die pro kg Luft umgesetzte Energie ist auch nahezu unabhängig von der Vollständigkeit der Verbrennung, so daß sich im Falle des ventilationsgesteuerten Brandes für nahezu alle brennbaren Materialien eine gute Möglichkeit ergibt, die Energiefreisetzung rechnerisch vorherzusagen.

Tabelle 5

Stöchiometrischer Luftbedarf verschiedener Brennstoffe

Brennstoff	Heizwert (kWh/kg Br.)	Hu/r (kWh/kg Luft)
Holz	4,8	0,930
Steinkohle	9,3	0,814
Heizöl	11,6	0,890
Polyethylen	12,8	0,884
Polystyrol	11,6	0,884
Polyurethan	6,6	0,896
Benzin	11,6	0,884
Methan	15,1	0,901
Wasserstoff	33,7	0,977

Der zweite Vorteil der Gln. (3.2) und (3.3) liegt darin, daß es möglich ist, für eine bestimmte Situation den Extremfall des Brandgeschehens theoretisch abzuschätzen. Im Fall einer stöchiometrischen Verbrennung wird die Brandlast "optimal" ausgenutzt. Sofern keine zusätzlichen Mischungsverluste entstehen, muß davon ausgegangen werden, daß die Konvektionsverluste ein Minimum und die Bauteilbeanspruchungen ein Maximum erreichen. Sofern es also gelingt, in einer bestimmten Konfiguration einen überwiegend stöchiometrischen Brandablauf z.B. rechnerisch

zu simulieren, kann das Brandgeschehen, bezogen auf die Bauteilbeanspruchungen, als ungünstigster Fall eingestuft werden.

Die Brandentstehung und -ausbreitung in den zu untersuchenden Hallen wurde entsprechend dem in /1/ entwickelten Modell berechnet. In allen Fällen wurde angenommen, daß sich ein $1 \times 1 \text{ m}^2$ großer Brandherd mit einer konstanten Abbrandgeschwindigkeit $v_g = 1.0 \text{ m/min}$ in den Hallen von der Ecke ausgehend in zwei Richtungen ausbreitet (s. Bild 4). Die Abbrandgeschwindigkeit \dot{R} wird aus

$$\dot{R} = \dot{R}_{sp} \cdot A \text{ (Brandfläche)} \quad (3.4)$$

berechnet, bis die maximale Abbrandgeschwindigkeit

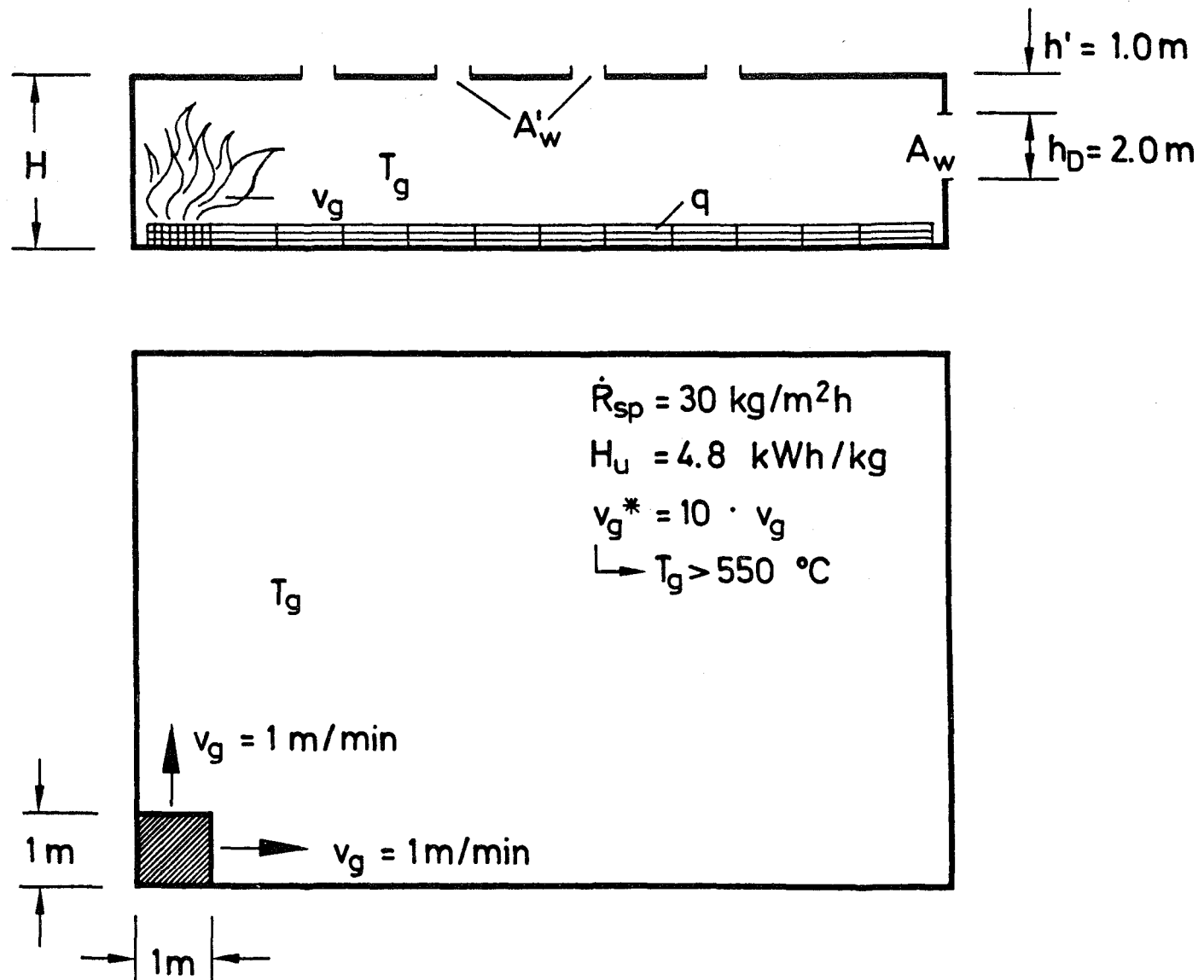
$$\max \dot{R} = \dot{R}_{sp} \cdot A \text{ (Halle)} \quad (3.5)$$

oder der stöchiometrische Abbrand

$$\phi = 1,0 \rightarrow \dot{R} = \dot{m}_1 / r \quad (3.6)$$

erreicht sind. Sofern der Abbrand brandlastgesteuert verläuft ($\phi < 1,0$), wird im Rechnerprogramm die Verbrennungskennzahl ϕ so gesteuert, daß sich nach vollendeter Ausbreitung des Schadenfeuers über die gesamte Halle bis zum Beginn der Abkühlperiode ($E_{\text{Rest}} = 80\%$ der potentiellen Heizenergie) eine konstante Luftverhältniszahl einstellt. Bei $\phi \geq 1,0$ wird die Energiefreisetzung aus G. (3.2) berechnet, d.h. der gesamte einströmende Luftsauerstoff nimmt an der Verbrennung teil. In der Abkühlphase wird wie in /1/ beschrieben eine exponentiell abnehmende Abbrandgeschwindigkeit \dot{R} für die Energiefreisetzung zugrunde gelegt.

Bild 4: Brandausbreitungsmodell und allgemeine Abmessungen der untersuchten Industriehallen



In dem Modell nimmt die Größe der Brandfläche somit quadratisch mit der Branddauer zu, d.h. auch die Abbrandgeschwindigkeit R steigt quadratisch an, bis die mit Gl. (3.3) oder (3.4) vorgegebenen Grenzen erreicht sind. Ein Temperatureinfluß auf die Ausbreitungsgeschwindigkeit v_g wird nicht berücksichtigt, weil darüber keine praktischen Erfahrungen vorliegen. Im Rechenmodell wird jedoch das Auftreten des Flashovers in der Halle simuliert. Vereinfachend wird dazu angenommen, daß bei Erreichung einer mittleren Hallentemperatur von 550°C die Ausbreitungsgeschwindigkeit spontan auf das zehnfache ihres ursprünglichen Wertes ansteigt (s. Bild 4). Der Brand breitet sich dann in minuten-schnelle über den restlichen Brandraum aus.

Zu Beginn der rechnerischen Simulation eines Großbrandes, z.B. in einer größeren Halle, ist durchweg genügend Sauerstoff für die Verbrennung vorhanden, um eine Energiefreisetzung gemäß Gl.(3.1) und (3.4) zu ermöglichen ($\phi < 1,0$). Mit größer werdender Brandfläche steigt ϕ jedoch rasch an und wird ggf. $\geq 1,0$, d.h. im Brandraum tritt Sauerstoffmangel ein. Der Rechner kontrolliert über ϕ fortlaufend die Sauerstoffbilanz und kann den Brandablauf so steuern, daß sich die Energiefreisetzung nach Beendigung der Brandentstehungs- und -ausbreitungsphase entsprechend einem vorgegebenen ϕ -Wert selbsttätig einstellt. Es ist beispielsweise möglich Grenzwerte für ϕ von 0.9 oder 1.0 fest vorzugeben, d.h. es wird ein Abbrand mit geringem Luftüberschuß bzw. ein stöchiometrischer Abbrand unterstellt. In der vorliegenden Arbeit wurde der stöchiometrische Abbrand ($\phi = 1.0$) als ungünstigster Grenzwert gewählt. Im Zuge der Berechnungen hat sich jedoch gezeigt, daß nur in wenigen Fällen ein ventilationsgesteuerter (stöchiometrischer) Abbrand erreicht wird. Die in Tabelle 3 aufgeführten Fenster- und Dachöffnungen waren in Bezug auf die

Hallengrößen jeweils so groß, daß das Brandgeschehen durchweg brandlastgesteuert ($\phi < 1.0$) war. Nur in Fällen, wo gemäß Tab. 3 die Ventilationsöffnungen 5% der Grundfläche betrugen, wurden ϕ -Werte von 1.0 berechnet (ventilationsgesteuerter Brand).

In einem weiteren Rechenschritt wurden jeweils die für die speziellen Konfigurationen nach der Wärmebilanzrechnung ermittelten Brandraumtemperatur-Zeitverläufe in äquivalente Branddauern $t_{\ddot{a}}$ umgerechnet. Die äquivalente Branddauer $t_{\ddot{a}}$ ist ein gutes Hilfsmittel, um die tatsächlichen Brandwirkungen beschreiben und vergleichen zu können. Es sollte damit u.a. überprüft werden, ob die in der Normvorlage DIN 18 230 eingearbeiteten Umrechnungsfaktoren c durch das entwickelte theoretische Modell bestätigt werden können. Die äquivalenten Branddauern im Wärmebilanzmodell wurden gemäß /17/ anhand eines Temperaturkriteriums bestimmt. Als Vergleichsbauteil diente eine 15 cm dicke Stahlbetonplatte. Die Vergleichsmeßstelle lag 3,0 cm unter der Betonoberfläche (heiße Seite). Die genaue Definition von $t_{\ddot{a}}$ ist in Abschnitt 4.1 gegeben. Weitergehende Erläuterungen zum Rechenmodell sind in /1/ und /16/ zu finden, so daß eine ausführlichere Beschreibung insbesondere der thermodynamischen Grundlagen des Hallenrechenprogramms nicht erforderlich ist.

3.3 Rechenergebnisse

3.3.1 Vorbemerkung

Die folgende Beschreibung der Rechenergebnisse erfolgt in der Reihenfolge wie die Berechnungen durchgeführt wurden. Aufgrund der in den Tabellen 1, 2 und 3 vorgegebenen Parametervariationen waren für jeden

Hallentyp 24 Rechenläufe⁺⁾ erforderlich. Bei jedem Rechenlauf fielen folgende Einzelergebnisse in Abhängigkeit von der Branddauer an:

- Temperatur in der Halle,
- Frischluftmenge \dot{m}_1 ,
- Energiefreisetzung \dot{h}_c ,
- Konvektionsenergie \dot{h}_1 ,
- Wärmeleitungsenergie \dot{h}_w ,
- Strahlungsenergie \dot{h}_o ,
- Speicherenergie \dot{h}_g ,
- Verbrennungsparameter ϕ .

Weiterhin wurden die äquivalenten Branddauern und die Temperaturfelder in den Umfassungsbauteilen berechnet.

Zum Verständnis dieses Berichtes ist es nicht erforderlich, alle Rechenergebnisse ausführlich darzustellen. Im folgenden wurden deshalb zunächst nur typische Temperatur-Zeit-Verläufe und einige ausgewählte Energie-Zeit-Verläufe diskutiert. Bei Durchsicht der gesamten Ergebnisse hat sich gezeigt, daß insbesondere die Rechenergebnisse die an den $8 \times 40 \times 40 \text{ m}^3$ großen Hallen gewonnen wurden, als repräsentativ für die übrigen Hallen angesehen werden können, so daß im folgenden im wesentlichen auf diese Ergebnisse bezug genommen wird. Aus Gründen der Übersicht sind die wichtigsten Hallenparameter in Tabelle 6 nochmals zusammengestellt.

⁺⁾ Jeder Lauf erforderte etwa 2 bis 3 Minuten Kernspeicherzeit am Großrechner!

Tabelle 6

Abmessungen der in den Bildern 5 bis 7 diskutierten
Stahlhallen

Halle		Brandlast	Ventilation	
Fläche (m ²)	Höhe (m ²)	q (kg/m ²)	A _w (m ²)	A' _w (m ²)
40x40	8	30	80	0
			80	40
			160	0
			160	80

3.3.2 Stahlhallen mit Gasbetonumhüllung (Typ A)

Die im folgenden betrachteten Hallen sind konstruktiv gemäß Tabelle 1, Zeile 1, ausgebildet. Die Berechnungen ergaben in Abhängigkeit von der Hallengröße (s. Tabelle 2 u. 3) bei schlechter Ventilation (5% Fensteröffnung⁺) äquivalente Branddauern zwischen 93 und 104 Minuten, wobei die kleineren $t_{\ddot{a}}$ -Werte den Hallen mit kleinen Grundflächen zuzuordnen sind. Bei der günstigsten vorgegebenen Ventilation (10% Fensteröffnung, 5% Dachöffnung⁺) lagen die $t_{\ddot{a}}$ -Werte zwischen 34 und 43 Minuten. Der Einfluß der

⁺) Die angegebenen Prozentangaben beziehen sich jeweils auf die Hallengrundfläche.

Hallengrundfläche war verglichen mit dem Ventilations- einfluß also vergleichsweise klein! Die 8m hohen Hallen wiesen gegenüber den 5m hohen Hallen um etwa 6 Minuten geringere äquivalente Branddauern auf.

Auf Bild 5 sind für die Gasbetonhallen typische Temperatur-Zeit-Verläufe angegeben (Abmessungen s. Tabelle 6). In drei Fällen tritt zwischen 25 und 35 Minuten Branddauer der Flashover ein. Nur in der Halle mit 5% Dachentlüftung wird dieser Zustand (550°C Temperatur) nicht erreicht. Man erkennt hier deutlich den Zusammenhang zwischen Flashover-Zeitpunkt und Hallendachentlüftung. Letztere kann den Flashover-Zeitpunkt wie man sieht erheblich verzögern, der Flashover wird jedoch nicht in jedem Fall gänzlich ausgeschlossen wie manchmal angenommen wird. Bei der schlecht entlüfteten Halle stellt sich ein ventilationsgesteuerter Brand ($\phi = 1.0$) ein. Alle übrigen Hallen sind so belüftet, daß während der gesamten Branddauer ausreichende Luftmengen für die Verbrennung zur Verfügung stehen.

Auf Bild 6 und 7 sind die wichtigsten Energieströme für den Fall schlechter (Bild 6) und guter (Bild 7) Ventilation dargestellt. Im Fall einer schlechten Ventilation sind die Konvektions- und Wärmeleitungsenergieströme etwa gleich groß. Teilweise ist die Wärmeleitung, d.h. die Aufnahme der Wärme durch die Umfassungsbauteile (!), sogar größer als die Konvektion. Es stellen sich bezüglich der Bauteile somit vergleichsweise ungünstige Verhältnisse im Brandraum ein. Die äquivalente Branddauer beträgt in diesem Fall 98 Minuten.

Bei günstigen Ventilationsbedingungen (s.Bild 7) ergeben sich für den im übrigen unveränderten Fall, wesentlich geringere Temperaturen (s.Bild 5) und eine bessere Energieverteilung. Der Anteil der Wärmeleitung beträgt nunmehr nur noch 25% der Konvektion. Die Ge-

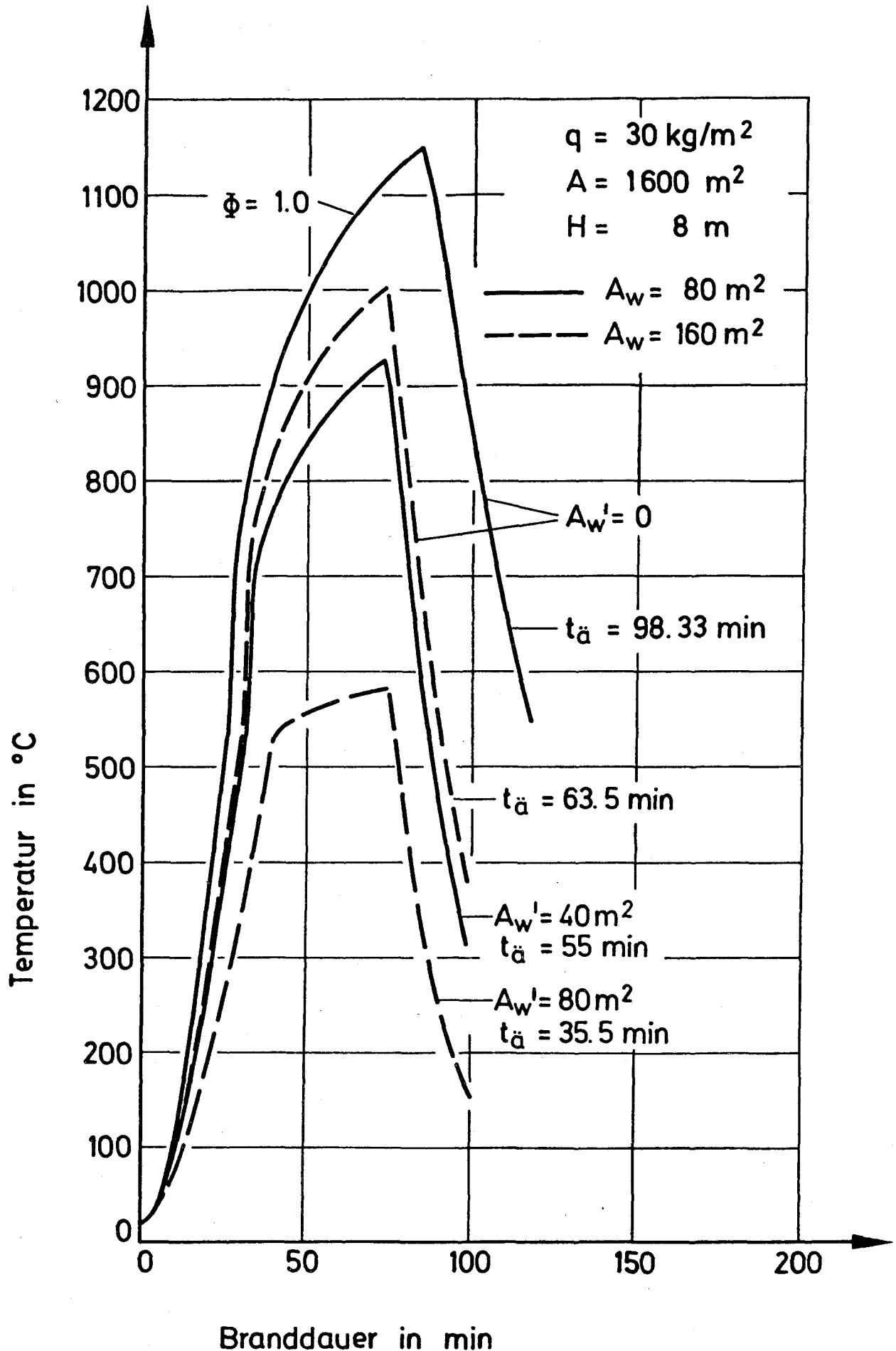


Bild 5: Temperatur-Zeit-Verläufe in den 1.600 m² großen Stahlhallen (Typ A, mit Gasbetonumhüllung)

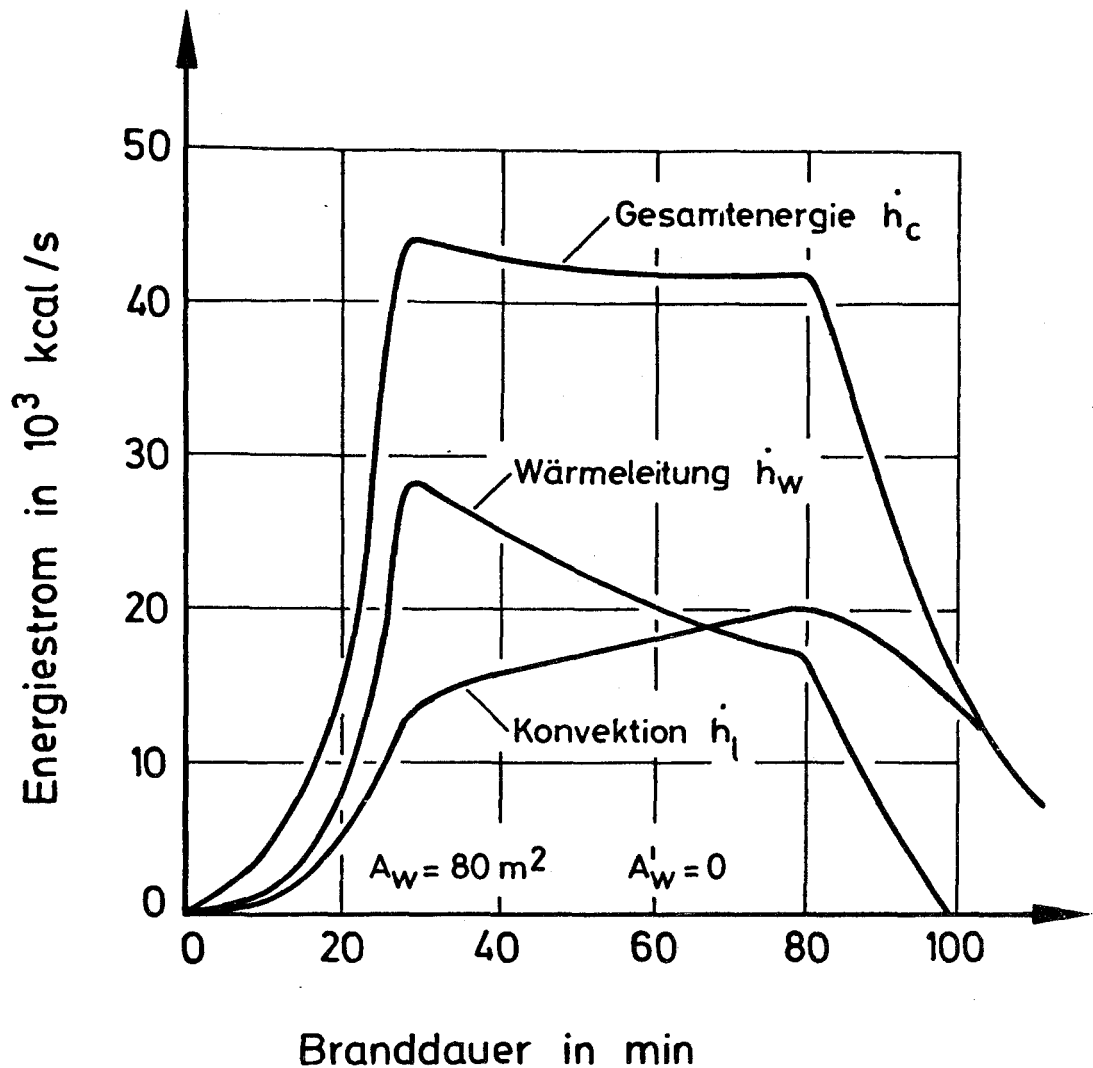


Bild 6: Energieströme in einer 1.600 m² großen Stahlhalle (Typ A, mit Gasbetonhülle) bei schlechter Ventilation (1 kcal/s $\hat{=}$ 4.186 kW)

A_w - Fensteröffnungen

A'_w - Dachöffnungen

samtenergiefreisetzung \dot{h}_c ist zwar größer als im vorgenannten Fall (Grund: es strömt genügend Luft ein um einen Abbrand gemäß Gl.(3.5) zu unterhalten), aber der größte Teil dieser Energie wird sofort, d.h. ohne auf die Bauteile zu treffen, als Kon-

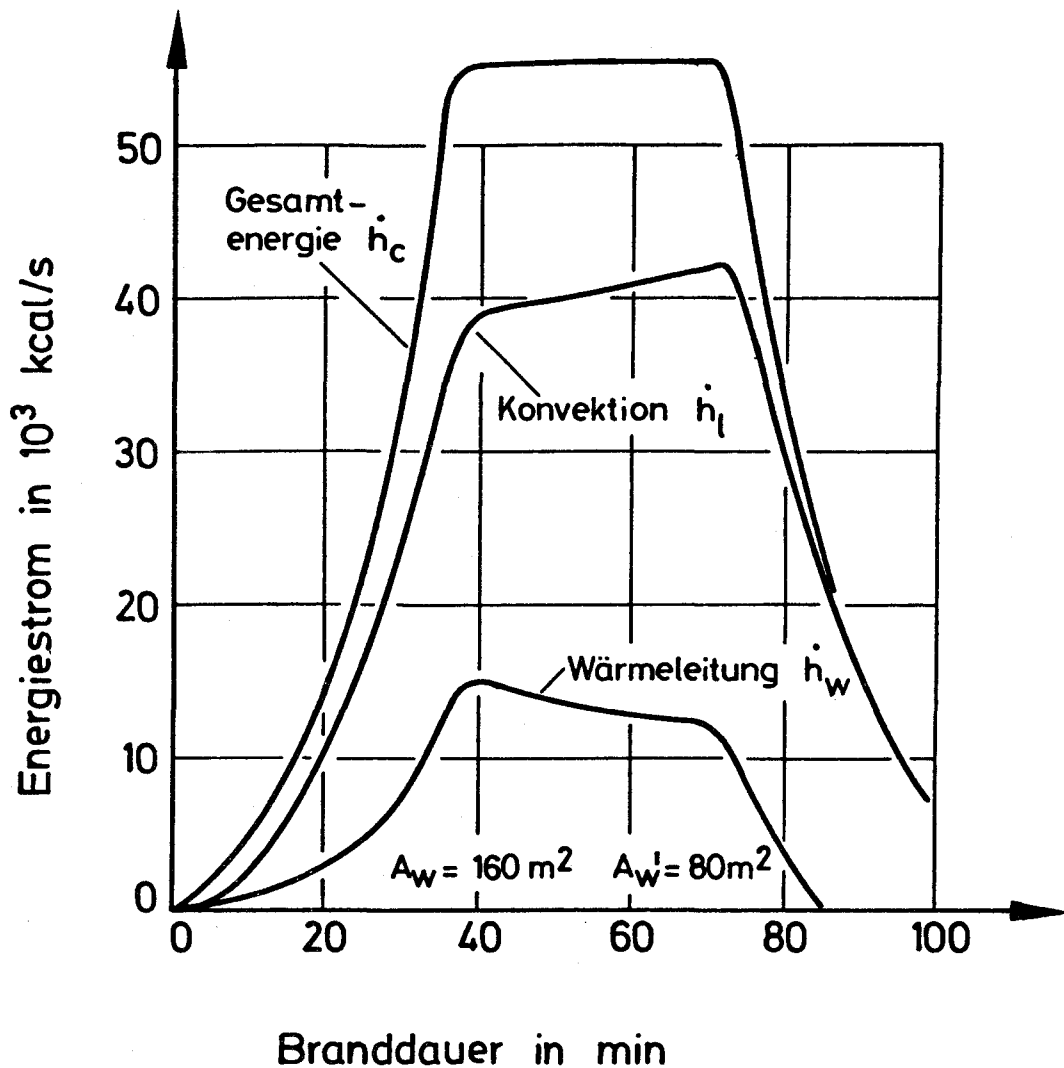


Bild 7: Energieströme in einer 1.600 m² großen Stahlhalle (Typ A, mit Gasbetonhülle) bei guter Ventilation

vektionswärme aus dem Brandraum abgeführt.

In der Abkühlphase geht die Wärmeleitung übrigens gegen Null bzw. sie wird sogar negativ (hier nicht mitgezeichnet!); das bedeutet, daß die Bauteile wärmer sind als die Brandraumtemperaturen und nunmehr Wärme in den Brandraum abgeben.

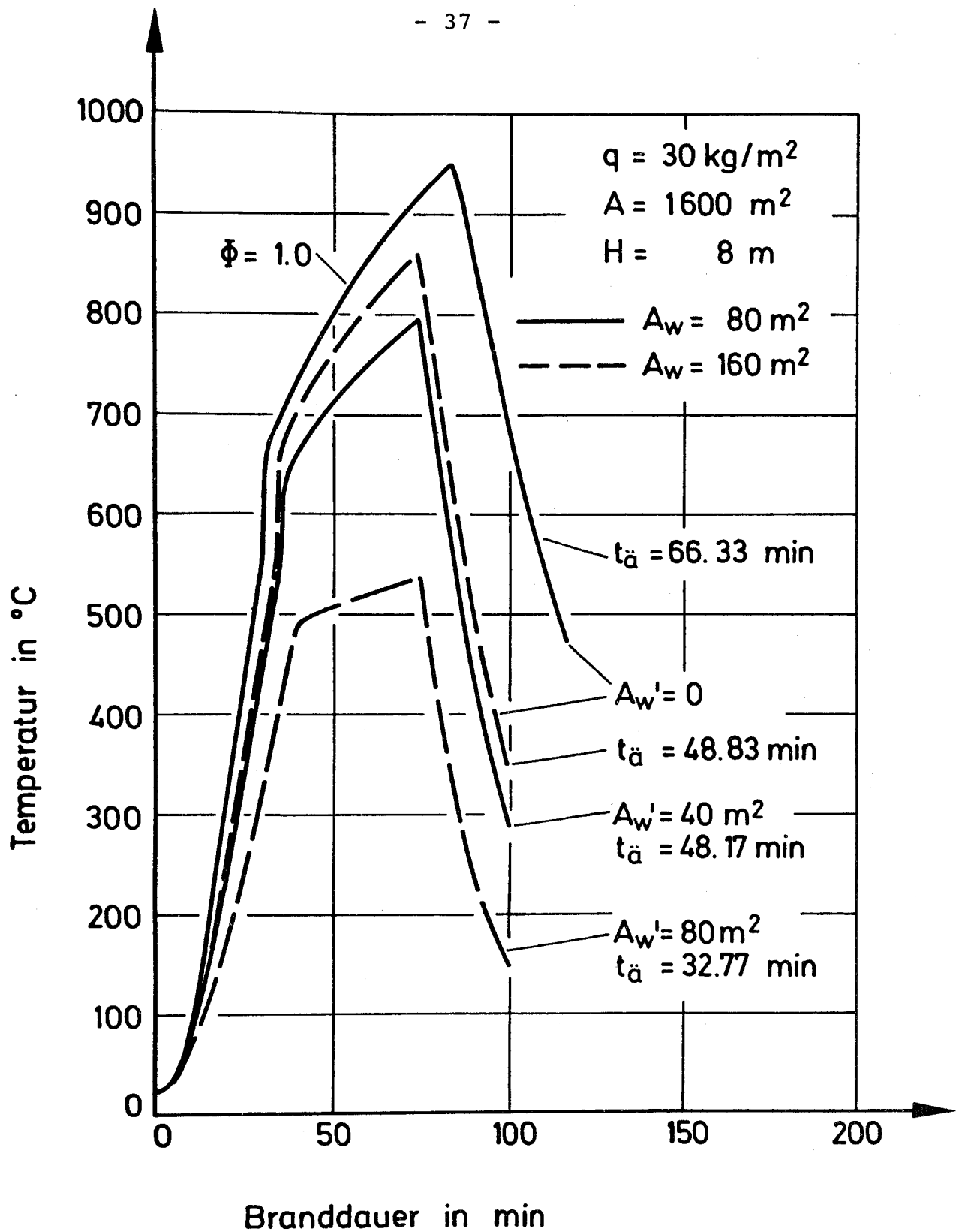


Bild 8: Temperatur-Zeit-Verläufe in den 1.600 m² großen Stahlhalle (Typ B, mit Stahlbetonhülle)

3.3.3 Stahlhallen mit Stahlbetonumhüllung (Typ B)

Die Stahlhallen (Typ B) sind konstruktiv gemäß Tabelle 1, Zeile 2, ausgebildet. Bei schlechter Ventilation (5% Fensteröffnung) ergaben sich äquivalente Branddauern zwischen 59 und 74 Minuten, wobei die niedrigen Hallen im Mittel etwa 10 Minuten höhere $t_{\ddot{a}}$ -Werte aufwiesen. Ebenso ergaben sich zwischen den großen und kleinen Hallen Unterschiede in den äquivalenten Branddauern von 10 Minuten. Bei guter Ventilation (10% Fensteröffnung, 5% Dachöffnung) ergaben sich $t_{\ddot{a}}$ -Werte zwischen 31 und 39 Minuten. Der Einfluß der Hallengröße war vernachlässigbar klein (1-2 Minuten), die Hallenhöhe brachte etwa 6 Minuten Differenz in den $t_{\ddot{a}}$ -Werten.

Auf Bild 8 sind einige typische Temperatur-Zeit-Verläufe für die Stahlhallen mit NB-Hülle angegeben (Abmessungen s. Tabelle 6). Gegenüber den Stahlhallen (Typ A) ergaben sich im Mittel deutlich geringere Brandraumtemperaturen. Wie im Abschnitt 3.3.2 beschrieben wurde auch hier nur im Fall der schlechten Ventilation (5% Fensteröffnung) ein ventilationsgesteuerter Abbrand erreicht. Der Flashover tritt in drei Fällen nach etwa 30 bis 40 Minuten Branddauer auf.

Die Bilder 9 und 10 zeigen die Energieströme in einer schlecht bzw. gut ventilierten Stahlhalle (Typ B). Man erkennt daran, daß die Wärmeleitung in die Bauteile, bei etwa gleichem Gesamtenergieangebot, verglichen mit der Gasbetonkonstruktion, durchweg ansteigt (vergl. Bild 6 und 9 sowie Bild 7 und 10). Im übrigen ergeben sich die gleichen Tendenzen wie vordem beschrieben, d.h. bei schlechter Ventilation ist ein größerer

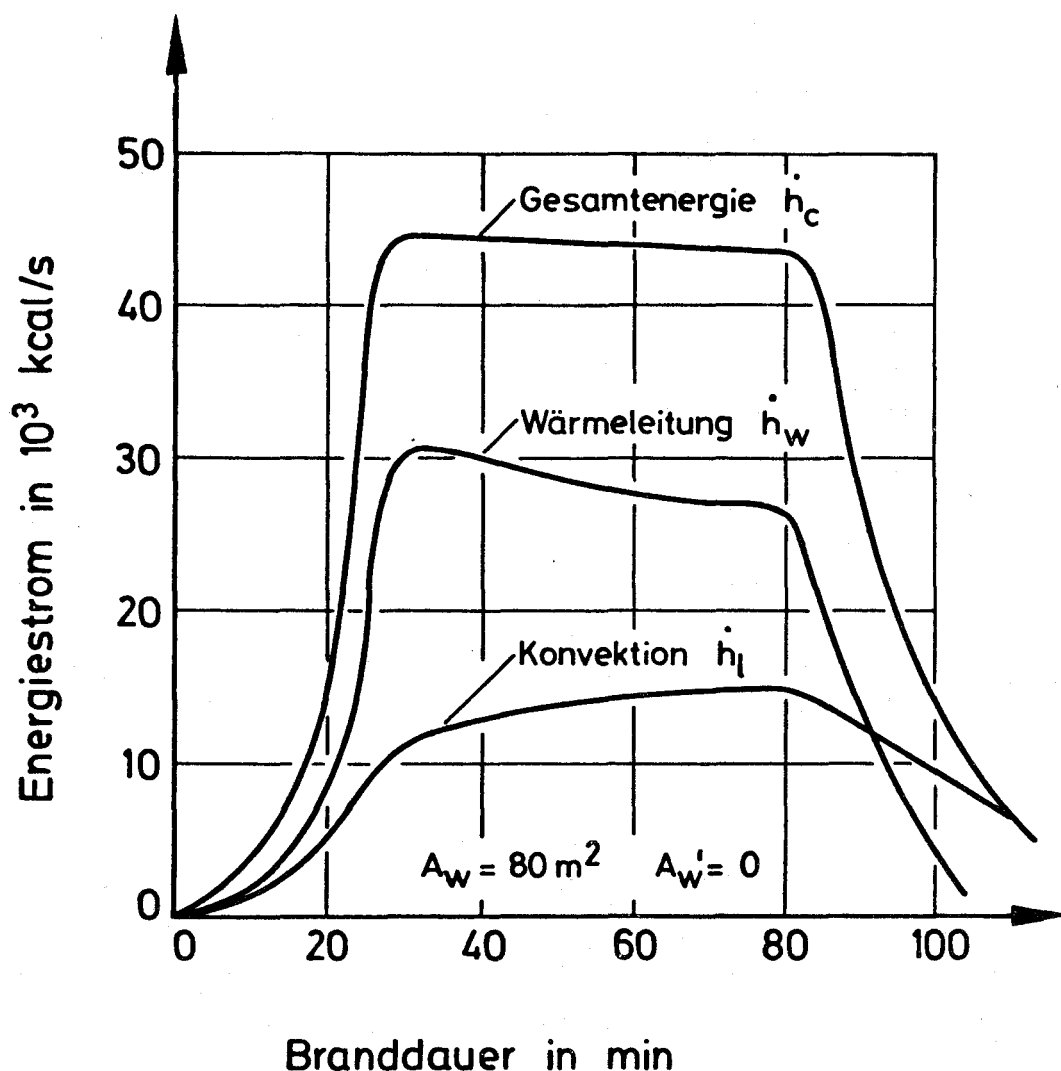


Bild 9: Energieströme in einer 1.600 m² großen Stahlhalle (Typ B, mit Stahlbetonhülle) bei schlechter Ventilation

Energieanteil an Wärmeleitung und bei guter Ventilation ist ein größerer Energieanteil an Konvektion am Brandgeschehen beteiligt. Pauschale Angaben über Energieverteilungen und -ströme bei Gebäudebränden, die in der Literatur häufig ohne Bezug zu den Ventilationsbedingungen gemacht werden, sind nach diesen Ergebnissen offenbar unsinnig und ohne praktische Bedeutung.

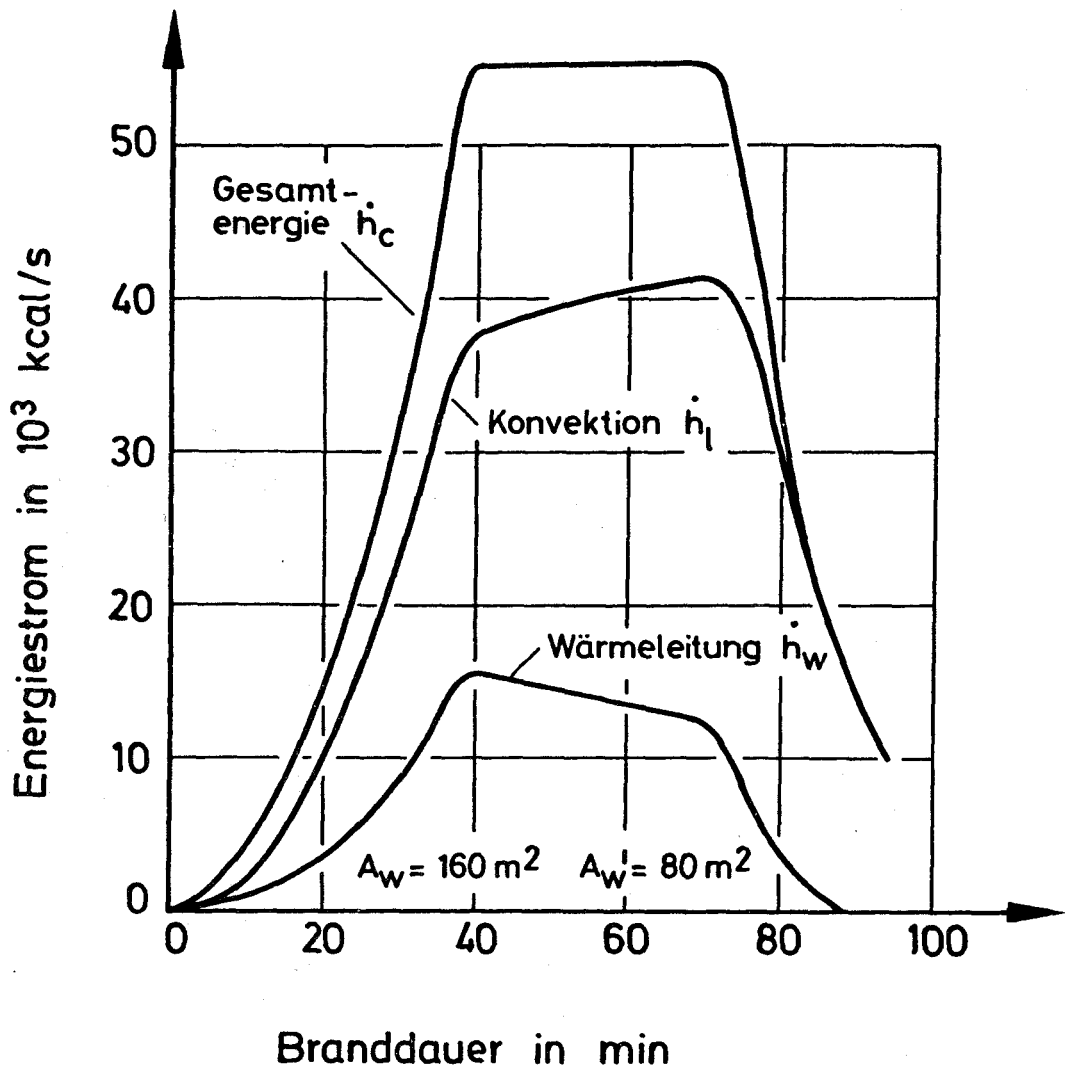


Bild 10: Energieströme in einer 1.600 m² großen Stahlhalle (Typ B, mit Stahlbetonhülle) bei guter Ventilation

Die Konvektionsenergie nimmt mit steigender Branddauer ständig zu und geht erst bei Beginn der Brandraumabkühlphase zurück. Die Wärmeleitungsenergie erreicht dagegen zwischen 30 und 50 Minuten Branddauer ein Maximum und geht anschließend ständig zurück. Der Grund dafür ist, daß die Oberflächentemperaturen der Bauteile sich immer mehr den Brandraumtemperaturen nähern, so daß der ursprünglich vorhandene große Wärmeübergang allmählich kleiner wird.

3.3.4 Stahlhallen mit Trapezblechhülle (Typ C)

Die untersuchten gedämmten Trapezblechhallen besitzen nach Tabelle 1, Zeile 3, Trapezblechwände mit einer 100mm dicken PUR-Dämmschicht und Trapezblechdecken mit einer 80mm dicken PS-Wärmedämmung. Der Fußboden bestand wie bei allen anderen Hallen aus Normalbeton.

Die Berechnungen ergaben gegenüber den vor dem beschriebenen Fällen für alle Hallenabmessungen die höchsten äquivalenten Branddauern. Unabhängig von der Hallengrundfläche ergaben sich bei schlechter Ventilation (5% Fensteröffnung) für die 5m hohen Hallen t_g -Werte von 121 und für die 8m hohen Hallen t_g -Werte von 120 Minuten, d.h. der Einfluß der Hallengröße und -höhe ist unter solchen Bedingungen vernachlässigbar klein. Bei guter Ventilation (10% Fensteröffnung, 5% Dachöffnung) lagen die t_g -Werte um 46 Minuten bei 5m hohen Hallen und um 37 Minuten bei 8m hohen Hallen. Die Größe der Hallenfläche blieb dagegen nahezu ohne Einfluß auf die äquivalenten Branddauern. Die Dachentlüftung von 5% führte in allen Fällen zu Abminderungen von t_g in Höhe von 40 bis 50%. Die Abminderungen waren bei den hohen Hallen vergleichsweise größer als bei den niedrigen Hallen.

Auf Bild 11 sind vier typische Temperatur-Zeit-Verläufe für Trapezblechhallen angegeben (Abmessungen s. Tabelle 6). Die mittleren Gastemperaturen liegen deutlich über den Werten, die für die Gasbetonhallen ermittelt wurden. Der negative Einfluß der hohen Wärmedämmung auf das Brandgeschehen wird somit sehr deutlich. Der Flashover wird in den gezeigten Fällen bereits schon nach 25 bis 30 Minuten erreicht. Er tritt also vergleichsweise früher auf als bei den vordem beschriebenen Fällen. Die Brände sind durchweg brandlastgesteuert. Nur bei 5% Fensteröffnung

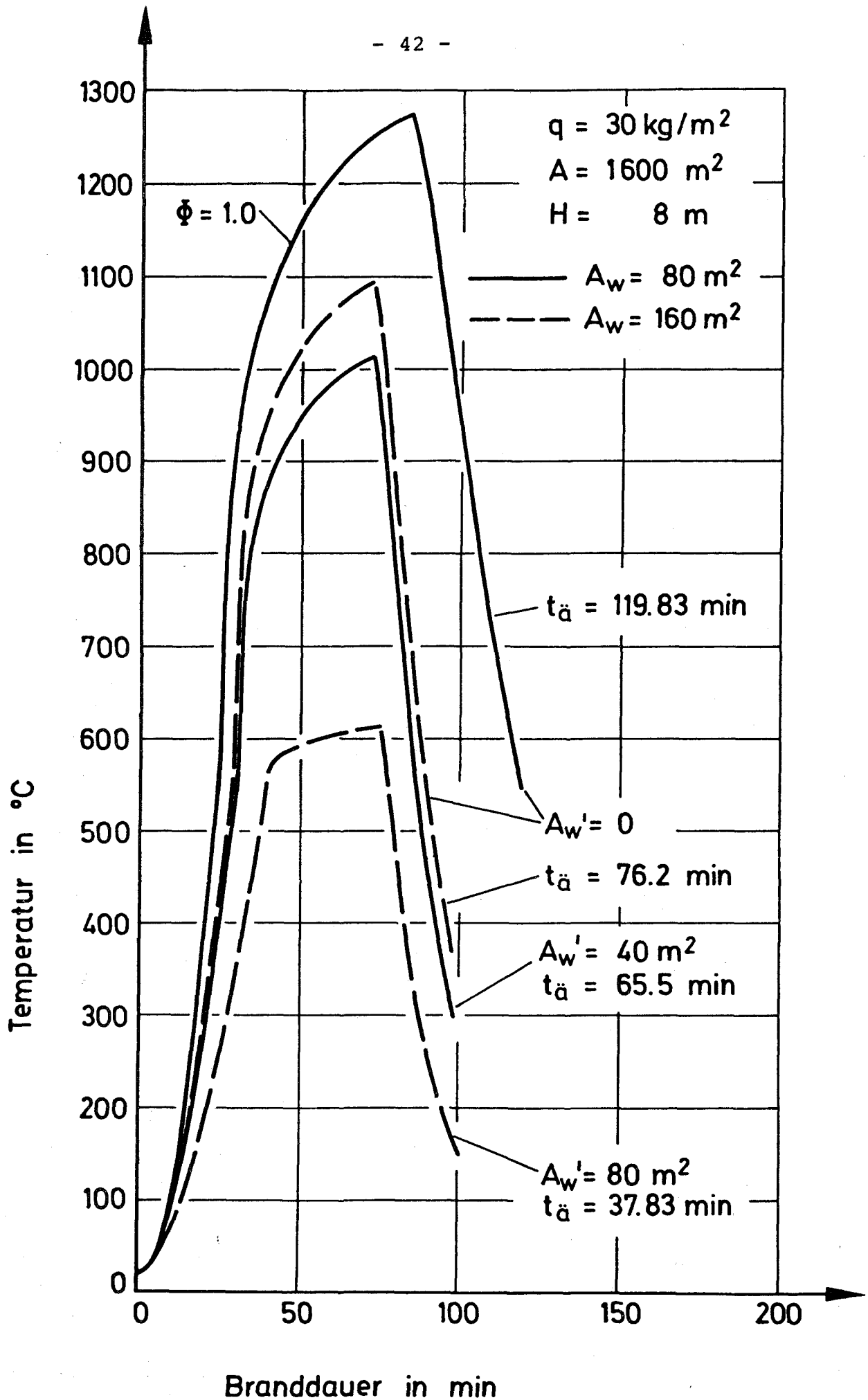


Bild 11: Temperatur-Zeit-Verläufe in den 1.600 m² großen Stahlhallen (Typ C, mit Trapezblechhülle)

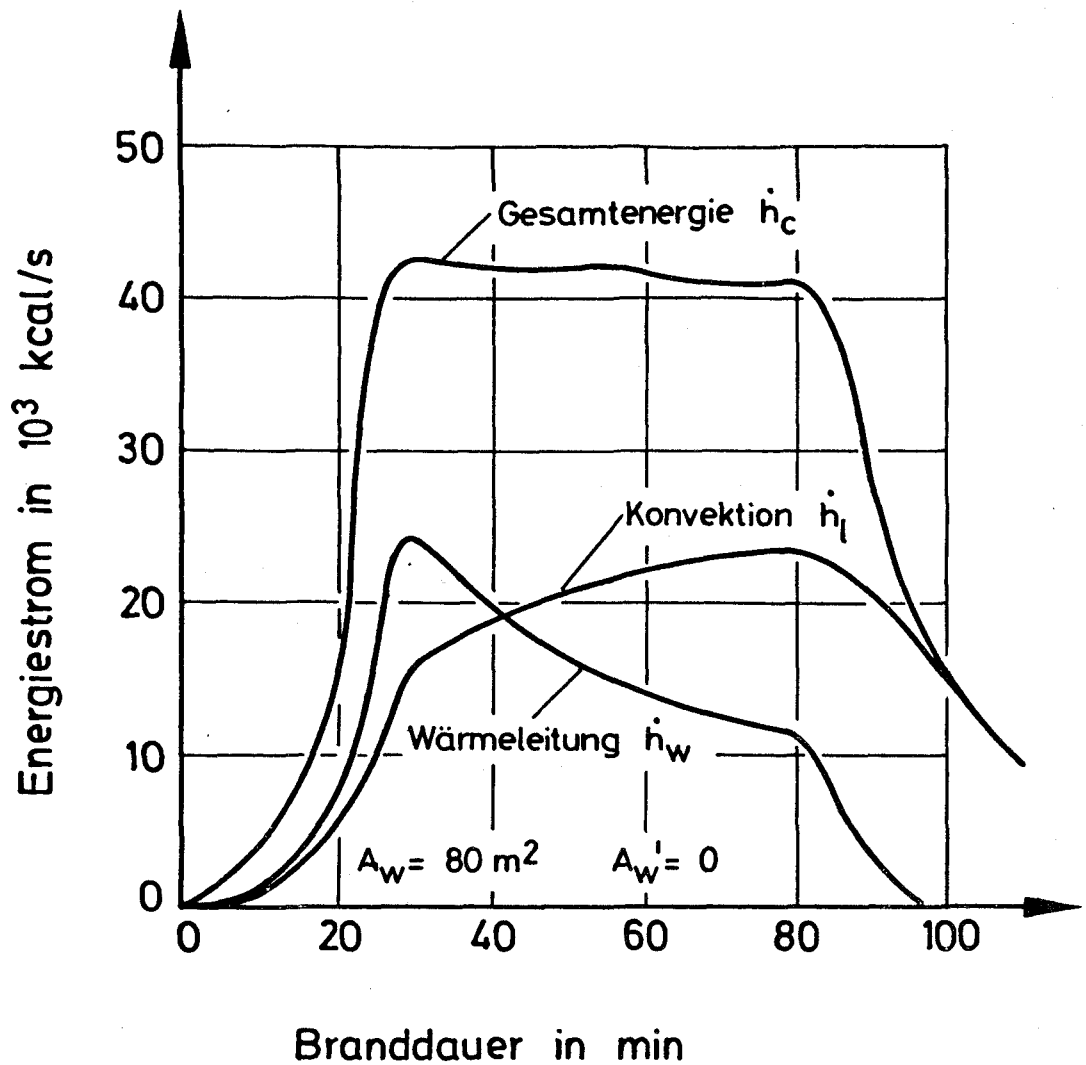


Bild 12: Energieströme in einer 1.600 m^2 großen

wird das Brandgeschehen von der Luftzufuhr gesteuert. Aufgrund der hohen Brandraumtemperaturen muß davon ausgegangen werden, daß die Trapezblechbauteile spätestens kurz nach dem Feuerübersprung versagen. Dieses wurde bereits erwähnt im Rechenprogramm nicht berücksichtigt.

Man sollte sich jedoch darüber im Klaren sein, daß das gezielte Versagen bestimmter Hallenbereiche z.B. im Dach u.U. erhebliche brandschutztechnische Reserven mobilisieren kann, sofern durch solche Öffnungen ein deutlicher Rauch- und Wärmeabzug sichergestellt wird. Inwieweit die dazu erforderlichen Sollbruchstellen im Dach konstruktiv realisiert werden können, wurde bislang noch nicht untersucht. Ein systematisches Aufklappen von sogenannten "Dachbrandschneisen" wäre bei weitläufigen Industriehallenanlagen zumindest vorstellbar. Die erforderlichen Klappen hätten dabei eine Doppelfunktion insoweit, als sie

- die Brandausbreitung auf dem Dach verhindern und
- den bereichsweise erforderlichen Rauch- und Wärmeabzug sichern

müssen. Eine schlecht ventilierte Konstruktion würde sich im Ernstfall dann wie ein optimal entlüfteter Brandabschnitt verhalten.

Die Bilder 12 und 13 zeigen die Energieströme in der schlecht bzw. gut ventilierten Trapezblechhalle. Man erkennt den vergleichsweise geringen Anteil der Wärmeleitung an der Gesamtenergie. Der Anteil ist kleiner als die zugehörigen Werte, die in den Berechnungen der Normalbeton- bzw. Gasbetonhallen gewonnen wurden. Auch hier zeigt sich der große Einfluß der Wärmedämmung der Umfassungsbauteile deutlich.

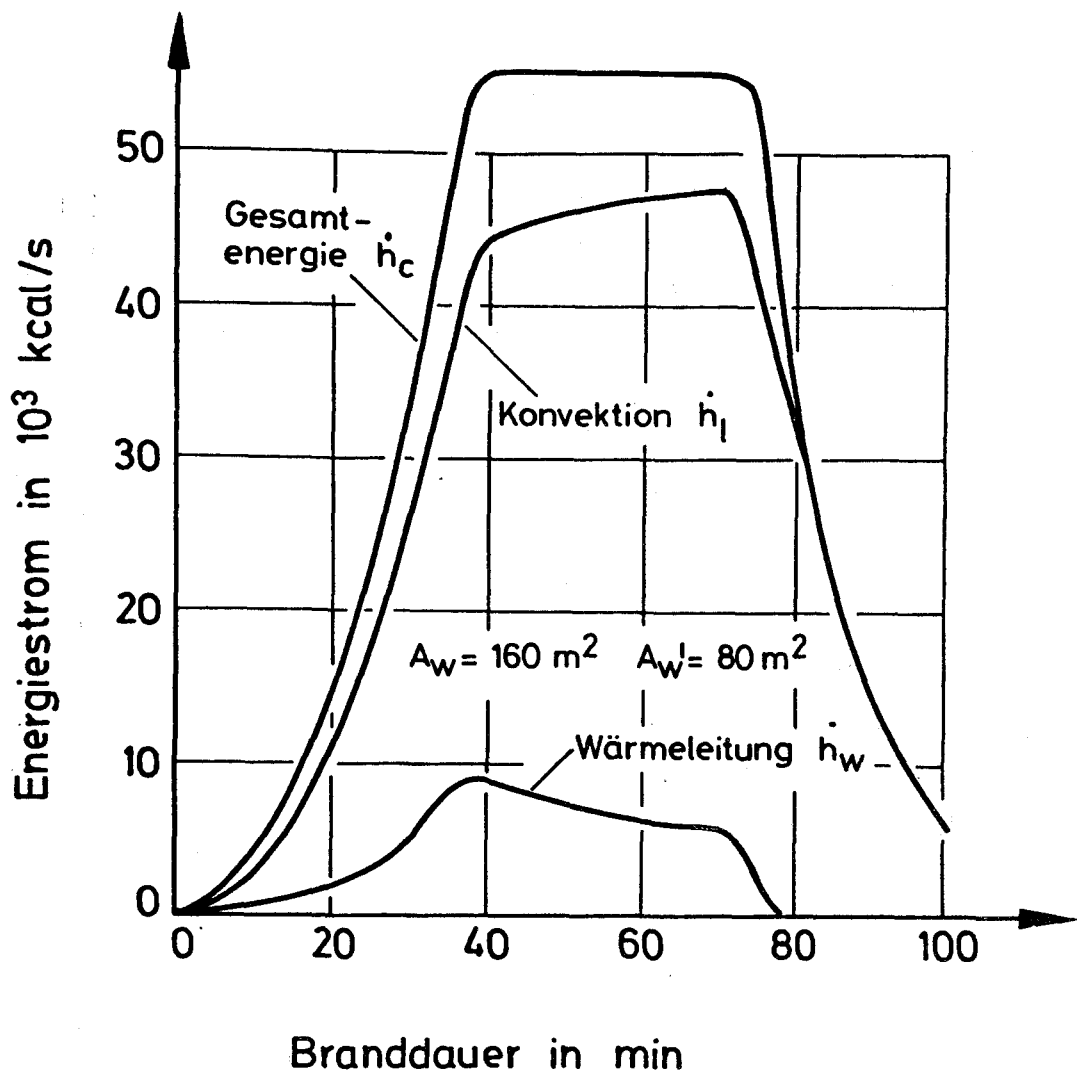


Bild 13: Energieströme in einer 1.600 m^2 großen Stahlhalle (Typ C, mit Trapezblechhülle) bei guter Ventilation

Eine Variation der Dämmschichtdicken in den Trapezblechwänden und Decken zwischen 60 und 40 mm brachte wie in Abschnitt 3.1 bereits erwähnt keine nennenswerten Unterschiede in den Brandraumtemperatur - Zeit - Verläufen. Auf eine weiterführende ausführliche Untersuchung dieser Fälle konnte deshalb verzichtet werden.

Hinsichtlich ihrer Zeitabhängigkeit ergeben sich aus den einzelnen Energieströmen die gleichen Tendenzen wie in den Abschnitten 3.3.2 und 3.3.3 beschrieben, so daß diese nicht weiter diskutiert wird.

3.3.5 Stahlhallen - Typ E

Die Stahlhallen E wurden gemäß Tabelle 6, Zeile 5, errichtet. Die Wände bestanden aus 1 mm dicken Trapezblechen; Fußböden und Decken waren aus Normalbeton hergestellt. Bei einer 1600 m² Halle von 5 (8) m Höhe beträgt der auf die Gesamtoberfläche bezogene Stahlflächenanteil somit 20 (28.5) %. Die Brandsimulationen ergaben gegenüber den vordem beschriebenen Berechnungsergebnissen naturgemäß die niedrigsten äquivalenten Branddauern. Bei schlechter Ventilation (5% Fensteröffnung) und 5 (8) m hohen Hallen lagen die $t_{\ddot{a}}$ -Werte zwischen 62 (54) und 72 (65) Minuten. Bei guter Ventilation (10 % Fensteröffnung, 5 % Dachöffnung) betrugen die entsprechenden Werte 38 (32) und 39 (32) Minuten. Der Einfluß der Größe der Hallenflächen ist bei sehr guter Ventilation offenbar verschwindend klein. Verglichen mit den hochwärmegeprägten Trapezblechhallen nimmt der günstige Einfluß der Dachentlüftung auf die äquivalenten Branddauern ab, d.h. die sich ergebenden Abminderungen von $t_{\ddot{a}}$ sind bei schlecht wärmegeprägten Umfassungsbauteilen kleiner als bei Umfassungsbauteilen mit hoher Wärmedämmung.

Auf Bild 14 sind die berechneten Temperatur - Zeit - Verläufe für Hallen gemäß Tabelle 6 angegeben. Die Flashover-Zeitpunkte liegen bei 30 bis 40 Minuten Branddauer. Durchweg liegen die Temperaturen geringfügig unter den Werten die bei den Normalbetonhallen ermittelt wurden. Der Einfluß der dünnen Trapezblechwände ist geringer als ursprünglich erwartet. Offenbar sind sie aufgrund ihrer geringen Dicke nicht geeignet nennenswerte Wärmemengen aufzunehmen und zu speichern. Die rasche Fortleitung der Wärme auf der vom Brandraum abgekehrten Seite, wird durch die vergleichsweise geringen Wärmeübergangszahlen an Luft behindert. Die Trapezbleche

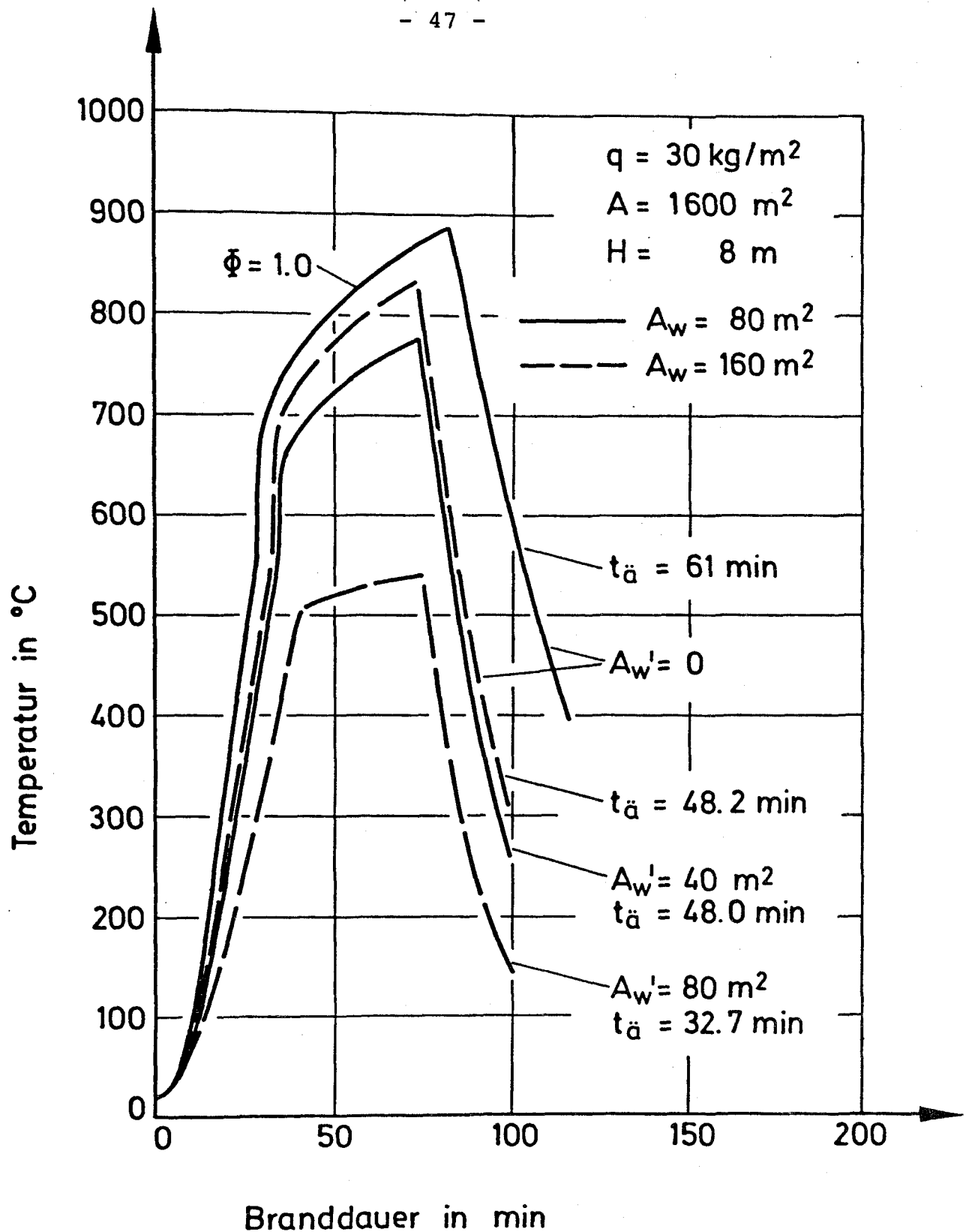


Bild 14: Temperatur-Zeit-Verläufe in den 1.600 m² großen Stahlhallen (Typ E)

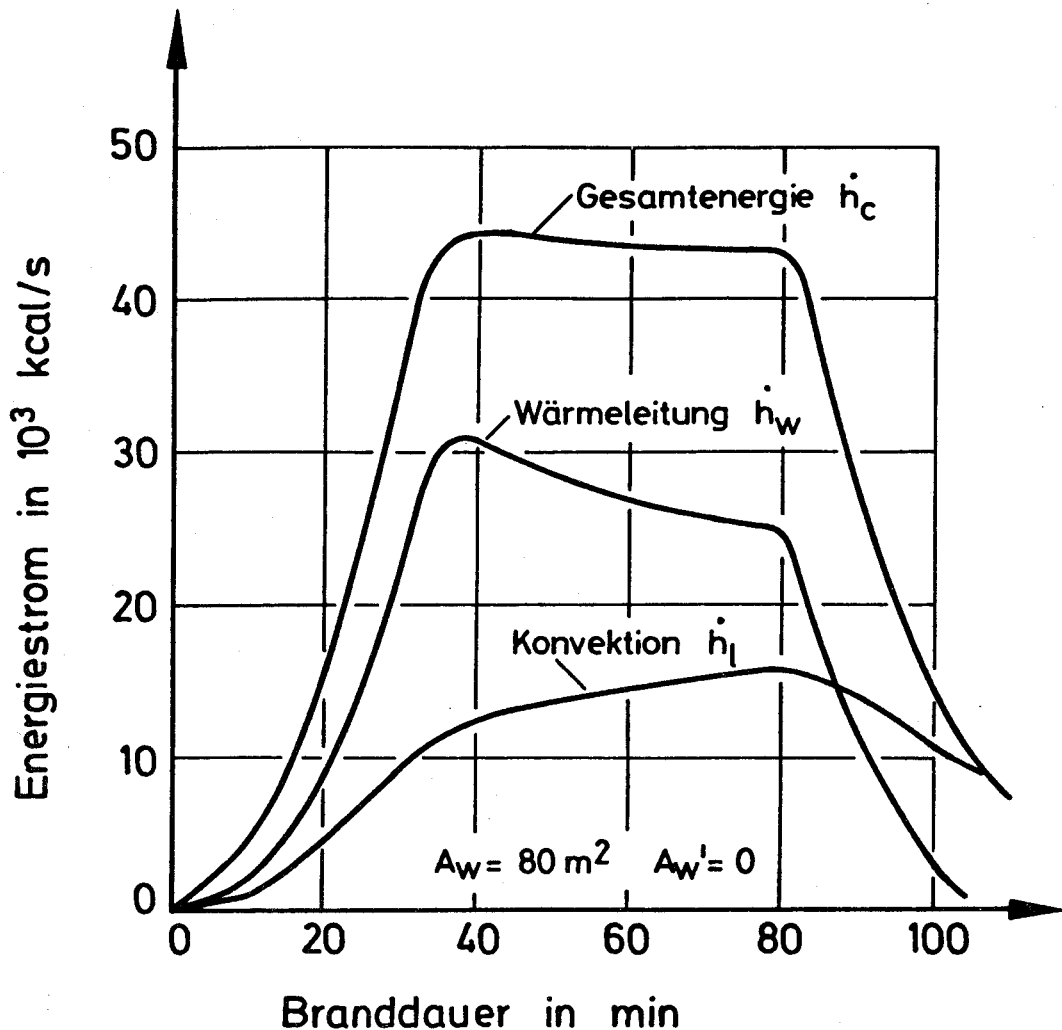


Bild 15: Energieströme in einer 1.600 m^2 großen Stahlhalle (Typ E) bei schlechter Ventilation

bewirken somit insgesamt einen erheblichen Wärmestau, so daß die erhoffte Abminderung der Brandraumtemperaturen nicht in der Größenordnung zum Tragen kommt, wie dies ursprünglich erwartet worden war.

Die Bilder 15 und 16 zeigen die zugehörigen Energieströme für schlechte und gute Ventilationsverhältnisse.

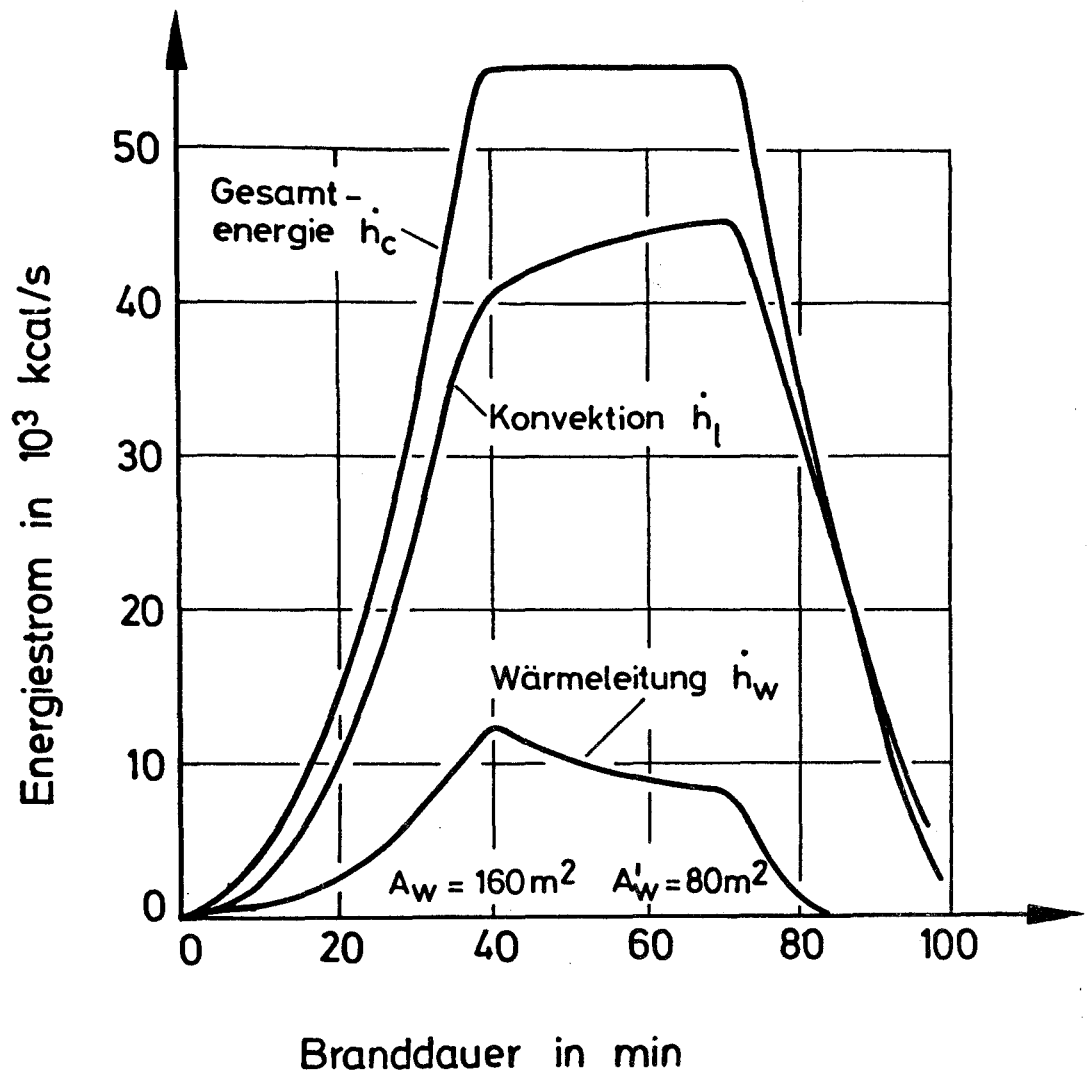


Bild 16: Energieströme in einer 1.600 m² großen Stahlhalle (Typ E) bei guter Ventilation

Gegenüber den Bildern 12 und 13 erkennt man deutlich den Rückgang der Konvektion und die Zunahme in der Wärmeleitung. Vergleicht man jedoch die Bilder 15 und 9 sowie 16 und 10, so zeigen sich nur geringe Unterschiede. Die reine Betonkonstruktion ist nicht wesentlich schlechter als die gemischte Beton-Stahlblechkonstruktion.

3.3.6 Stahlhallen - Typ F

Um den vergleichsweise geringen Einfluß von dünnen Trapezblechen auf die mittleren Brandraumtemperatur - Zeit - Verläufe genauer zu erforschen, wurde ein weiterer Hallentyp mit Stahlblechwänden und einer 50%-igen Stahlblecheindeckung im Dach ohne Wärmedämmung (s. Tabelle 6, Zeile 6) untersucht. Wenngleich Konstruktionen dieser Art ohne Wärmedämmung, entsprechend dem Gesetz zur Einsparung von Energie aus dem Jahre 1977 nicht mehr zulässig sind, sofern die Hallen beheizt werden müssen, kann mit einer derartigen Betrachtung nur ein theoretischer Grenzwert, der bei Hallenbauten vernünftigerweise zu erwarten ist, abgeschätzt werden.

Die Rechenwerte bestätigen die Vermutung, daß auch eine weitere Erhöhung der Stahlblechanteile die Brandraumtemperaturen nicht mehr wesentlich vermindert, weil diese Hallen ohnehin schon sehr niedrig eingestuft sind. Bei den äquivalenten Branddauern ergaben sich in Abhängigkeit von der Hallengröße und Ventilation Abminderungen zwischen 1 und 5 Minuten, d.h. entscheidend für das Brandgeschehen ist in diesem Fall der Wärmestau unter den Blechen, die aufgrund ihrer geringen Dicke nicht geeignet sind, selbst größere Wärmemengen abzuspeichern.

Ähnliche Ergebnisse, die an Hallen mit Wänden und Decken mit 6 mm dicken Asbestzementplatten gewonnen wurden, liegen ebenfalls vor. Die Vergleichsrechnungen haben ergeben, daß die Temperatur - Zeit - Verläufe in Hallen mit Wellplatteneindeckung nur geringfügig unter den Werten von Hallen mit Betoneindeckung liegen. Die in DIN 18230 für solche Platten enthaltene Abminderung im Umrechnungsfaktor c berücksichtigt auch nicht die geringere Wärmedämmung dieser Platten, sondern geht davon aus, daß diese aufgrund vorliegender Erfahrungen im Brandfall zerplatzen und somit zusätzliche Wärmeabzugsöffnungen freigeben.

Aus Bild 17 sind vier typische Temperatur - Zeit - Verläufe der untersuchten Hallentypen F angegeben (Abmessungen: Tabelle 6). Gegenüber den Bildern 14 und 8 ergeben sich nur geringe Unterschiede. Es soll jedoch erwähnt werden, daß diese Unterschiede etwas deutlicher herauskommen, wenn man mit höheren Brandbelastungen rechnet. Bei Erhöhung der Brandbelastung ergibt sich naturgemäß auch eine längere Branddauer, so daß der ständige Wärmeabfluß durch Leitung etwas mehr zum Tragen kommt /1/. Dabei muß selbstverständlich zunächst vorausgesetzt werden, daß die Wand und Deckenschalen als solche während des Brandgeschehens erhalten bleiben und nicht zerstört werden oder herunterfallen o.ä.. Nach den vorliegenden Erkenntnissen muß jedoch davon ausgegangen werden, daß die hier beschriebenen Grundtendenzen auch bei längeren Branddauern erhalten bleiben, d.h. auch bei sehr hohen Brandlasten sind die aufgezeigten Einflüsse der Umfassungsbauteile etwa so zu erwarten wie vordem beschrieben. Nach /15/ kann davon ausgegangen werden, daß bei einem brandlastkontrollierten Brand in einer Stahlhalle bei Verdopplung der Brandbelastung auch eine Verdopplung der Branddauer zu erwarten ist.

Auf eine Darstellung der Energieströme kann in diesem Fall vollständig verzichtet werden, weil sich daraus gegenüber dem oben Gesagten keine weiterführenden Erkenntnisse gewinnen lassen.

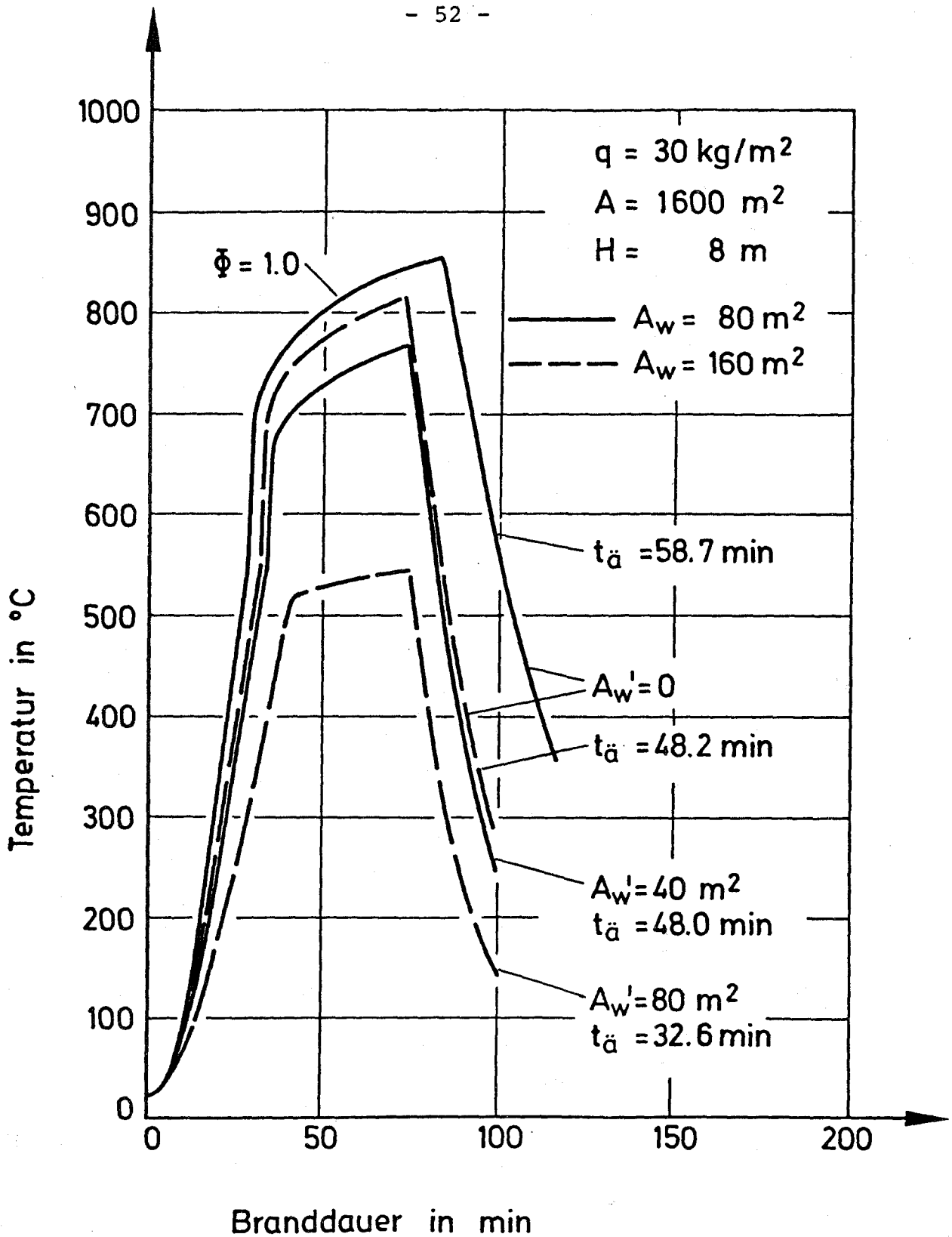


Bild 17: Temperatur-Zeit-Verläufe in den 1.600 m² großen Stahlhallen (Typ F)

4. Einfluß der Bauart auf den Brandablauf

4.1 Bewertung

Die in Abschnitt 3 beschriebenen Rechenergebnisse werden im folgenden zusammenfassend diskutiert. Als einheitliches Beurteilungskriterium wurde die äquivalente Branddauer gewählt, weil diese unabhängig von den brandschutztechnischen und bautechnischen Bedingungen eine einheitliche Bewertung des Brandgeschehens und den daraus resultierenden Brandwirkungen gestattet. Darüberhinaus wird damit gleichzeitig der Bezug zur DIN 4102 hergestellt. Auf Bild 18 ist das Definitionsschema für t_g (äquivalente Branddauer) angegeben. Ausführlichere Erläuterungen darüber sind in /17/ zu finden.

Auf Tabelle 7 sind alle Rechenergebnisse zusammengestellt. Die aufgeführten Hallentypen (A, B, C, E und F) entsprechen jeweils den auf Tabelle 1 angegebenen baulichen Ausführungen. Der Zusammenhang zwischen Bauausführung und äquivalenter Branddauer geht aus den Rechenergebnissen deutlich hervor. Es zeigt sich jedoch auch, daß diese Einflüsse von den Hallenabmessungen und von den Ventilationsbedingungen abhängen. Im folgenden wurden die Rechenergebnisse deshalb nach folgenden Gesichtspunkten

- Einfluß der Hallenabmessungen,
- Einfluß der Ventilation und
- Einfluß der Umfassungsbauteile

diskutiert. Die berechneten äquivalenten Branddauern werden jeweils als Funktion der Hallentypen angegeben, wobei die Werte in fallender Reihenfolge umsortiert wurden. Parameter sind jeweils die geometrischen Abmessungen, d.h. die Hallen- und Ventilationsgrößen.

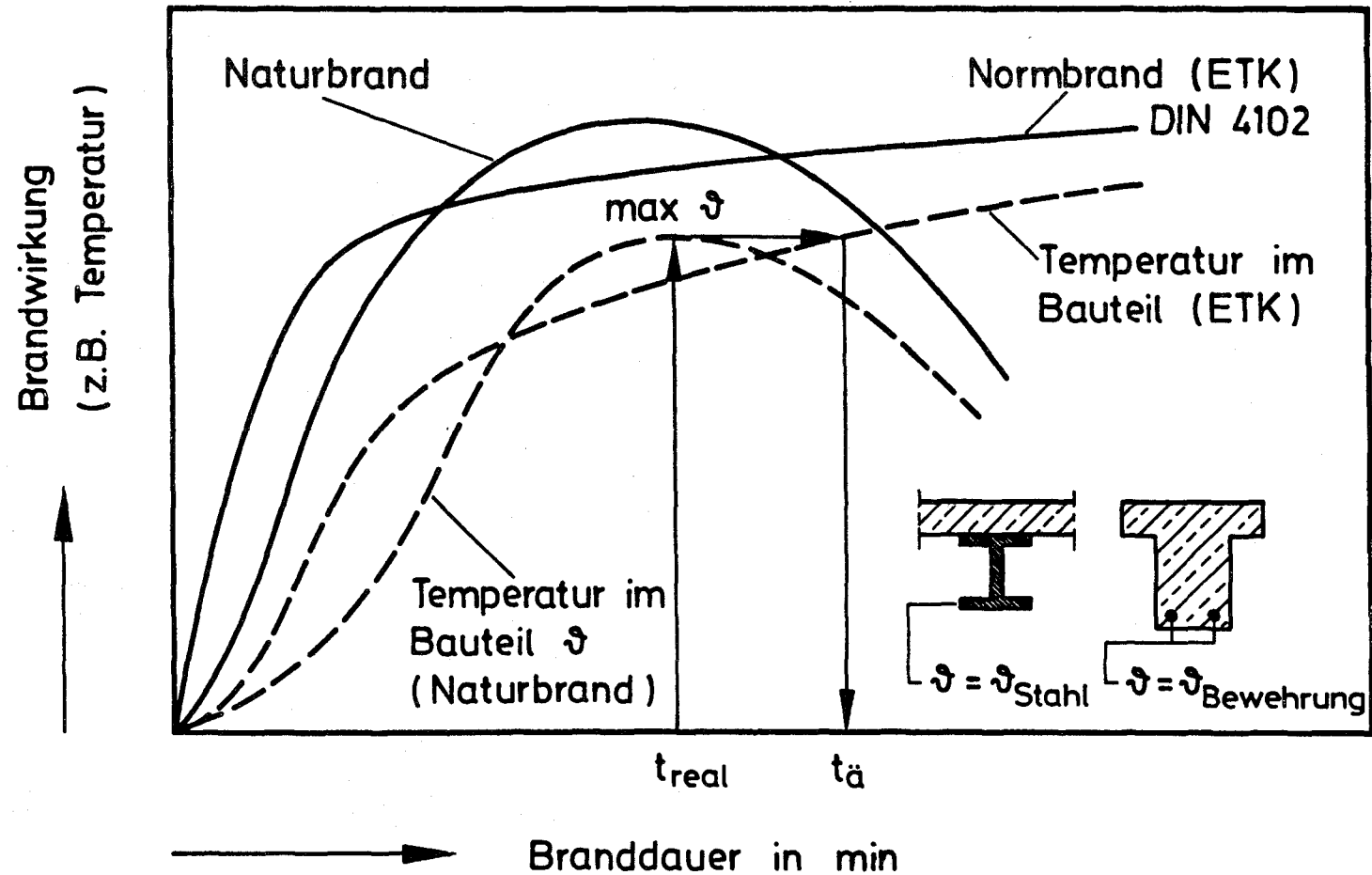


Bild 18: Definition der äquivalenten Branddauer $t_{\text{ä}}$ durch Vergleich der Brandwirkungen im Normbrand und im natürlichen Brand

Tabelle 7

Äquivalente Branddauern der untersuchten
Stahlhallen

Hallenabmessungen					Brandlast q	Äquivalente Branddauer t_a in Min. für Hallentyp				
Breite	Länge	Höhe	A_w	A_w'						
(m)	(m)	(m)	(m ²)	(m ²)	(kg/m ²)	A	B	C	E	F
40	40	5	80	0	30	103	74	121	68	64
40	40	5	80	40	30	-	54	81	52	50
40	40	5	160	0	30	66	53	77	51	50
40	40	5	160	80	30	43	39	47	38	38
20	40	5	40	0	30	100	68	121	63	59
20	40	5	40	20	30	-	50	81	49	48
20	40	5	80	0	30	64	49	77	48	48
20	40	5	80	40	30	42	38	47	37	37
40	80	5	160	0	30	104	77	120	72	67
40	80	5	160	80	30	-	54	80	53	52
40	80	5	320	0	30	66	53	76	52	51
40	80	5	320	160	30	42	38	45	37	37
40	40	8	80	0	30	98	66	120	61	59
40	40	8	80	40	30	55	49	66	48	48
40	40	8	160	0	30	64	48	76	48	48
40	40	8	160	80	30	36	33	39	33	33
20	40	8	40	0	30	93	59	120	55	53
20	40	8	40	20	30	53	49	66	48	48
20	40	8	80	0	30	61	49	76	48	48
20	40	8	80	40	30	35	32	38	32	32
40	80	8	160	0	30	101	70	120	65	62
40	80	8	160	80	30	55	49	64	48	48
40	80	8	320	0	30	64	49	75	49	48
40	80	8	320	160	30	35	32	36	32	32

4.2 Einfluß der Hallenabmessungen

Der Einfluß der Grundfläche der Stahlhallen auf die äquivalente Branddauer ist aufgrund der vorliegenden Ergebnisse im Rahmen der durchgeführten Parametervariationen im Mittel als gering einzustufen. Die Bilder 19 und 20 zeigen zum Vergleich jeweils Rechenergebnisse der 800 bzw. 3200 m² großen Hallen. Die hochwärmegeprägten Hallen (Typ A und C) weisen unabhängig von ihrer Größe nahezu gleiche $t_{\ddot{a}}$ -Werte auf. Erst bei den Hallentypen mit niedriger Wärmedämmung B, E und F zeigen sich deutliche Unterschiede bei $t_{\ddot{a}}$. Die Unterschiede sind bei schlechter Ventilation zunehmend ausgeprägt ($A'_w = 0$).

Die Hallenhöhe ist dann von größerem Einfluß auf $t_{\ddot{a}}$, wenn schlechte Ventilationsbedingungen (keine Dachlüftung) und eine geringere Wärmedämmung der Umfassungsbauteile oder gute Ventilationsbedingungen und eine hohe Wärmedämmung gemeinsam auftreten. Bei guter Ventilation mit Dachlüftung und hoher Wärmedämmung betragen die Unterschiede in den $t_{\ddot{a}}$ -Werten im Gegensatz dazu nahezu unabhängig von der Hallengröße 8 bis 15 Minuten, wobei die größeren $t_{\ddot{a}}$ -Werte naturgemäß den niedrigeren Hallen zugeordnet werden müssen (s. Bild 19 und 20). Offenbar führt eine ganze Reihe verschiedener Einflußgrößen zu diesem sehr spezifischen Einfluß der Hallenhöhe auf $t_{\ddot{a}}$. Bei sehr guter Ventilation mit Dachentlüftung ist $t_{\ddot{a}}$ nahezu unabhängig vom Hallentyp - von der Hallenhöhe gemäß Bild 21 und 22 beeinflusst.

4.3 Einfluß der Ventilationsbedingungen

Aus den Bildern 19 und 20 sowie 21 und 22 geht der große Einfluß der Ventilation auf die äquivalente Branddauer hervor. Bei sehr hoher Wärmedämmung und

Bild 19: Äquivalente
Branddauer für
verschiedene
Hallentypen
mit 800 m²
Grundfläche und
5% Fenster-
öffnung

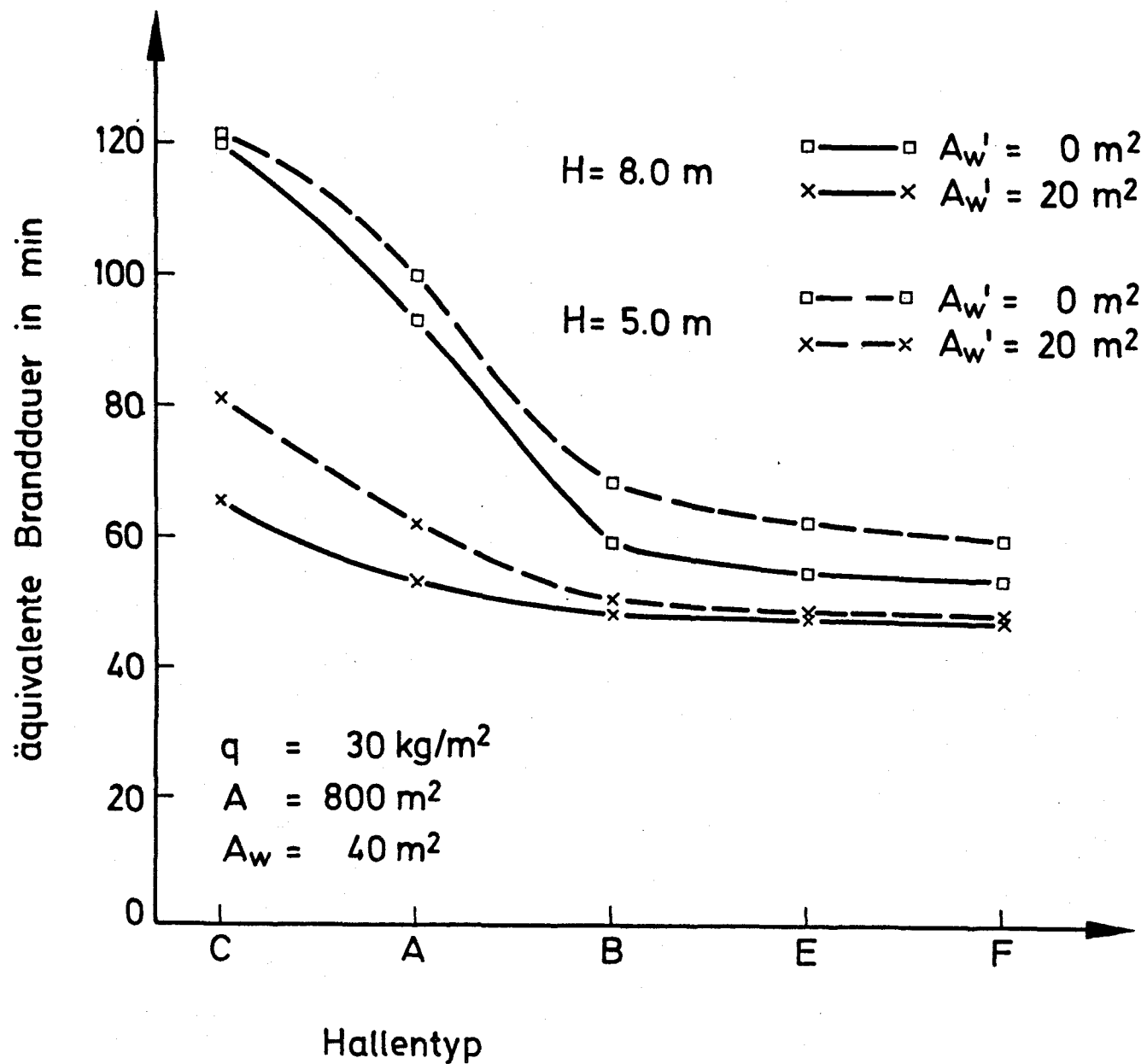
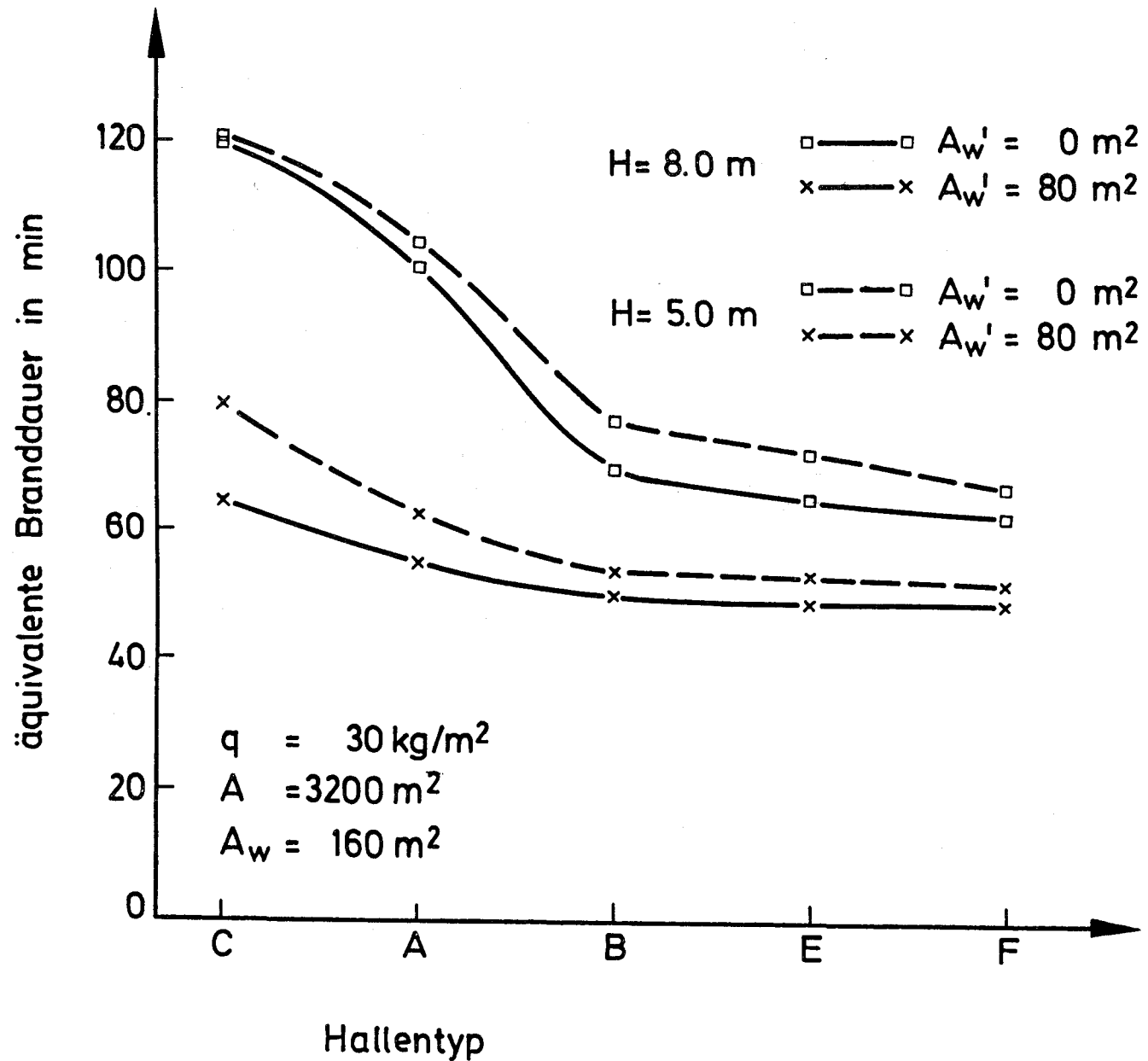


Bild 20: Äquivalente
Branddauern für
verschiedene
Hallentypen mit
3.200 m² Grund-
fläche und 5 %
Fensteröffnung



schlechter Fensterventilation ($A_w = 5\%$) ergeben sich durch den Einbau einer Dachentlüftung ($A'_w = 2.5\%$) max. Abminderungen für $t_{\ddot{a}}$ um etwa 50 Minuten. Bei geringer Wärmedämmung beträgt die erreichbare Abminderung von $t_{\ddot{a}}$ dagegen nur noch 10 bis 15 Minuten (s. Bild 19 und 20).

Bei guter Fensterventilation ($A_w = 10\%$) betragen die erreichbaren Abminderungen für $t_{\ddot{a}}$ dagegen nur noch 25 bis 40 Minuten, wenn hochwärmegedämmte Umfassungsbauteile zur Anwendung kommen. Bei geringer Wärmedämmung beträgt die erreichbare Abminderung von $t_{\ddot{a}}$ wie oben 10 bis 15 Minuten (s. Bild 21 und 22). Wie bereits erwähnt, ist der Einfluß aus der Hallenhöhe bei guter bzw. sehr guter Ventilation nahezu unabhängig von der Art der Umfassungsbauteile.

Vergleicht man jeweils die Bilder 19 und 21 bzw. 20 und 22, so erkennt man, daß die Ventilation einen vergleichsweise großen Einfluß auf $t_{\ddot{a}}$ besitzt. Bei Verdoppelung der Fensteröffnung A_w wird $t_{\ddot{a}}$ im Mittel etwa um den Faktor 0.7 vermindert, wobei die größten Veränderungen naturgemäß dann zu beobachten sind, wenn die Ausgangsbedingungen besonders ungünstig sind. Bei hochwärmegedämmten Umfassungsbauteilen lassen sich demnach besonders hohe Abminderungen erreichen. Diese Aussage gilt unabhängig davon, ob die Ventilation sich aus Fenster- oder Dachöffnungen ergibt. Wie die Bilder zeigen, ist der Einfluß, der sich aus den Dachöffnungen ergibt, jedoch wesentlich größer als der Fenstereinfluß. Im vorliegenden Fall betrug A'_w/A_w jeweils 0.5. Die Berechnungen haben ergeben, daß der Wert etwa einer Verdopplung von A_w entspricht, wenn man die $t_{\ddot{a}}$ -Werte vergleicht (s. Bild 22 und 20 bzw. 21 und 19).

Bild 21: Äquivalente
Branddauer für
verschiedene
Hallentypen mit
800 m² Grund-
fläche und 10%
Fensteröffnung

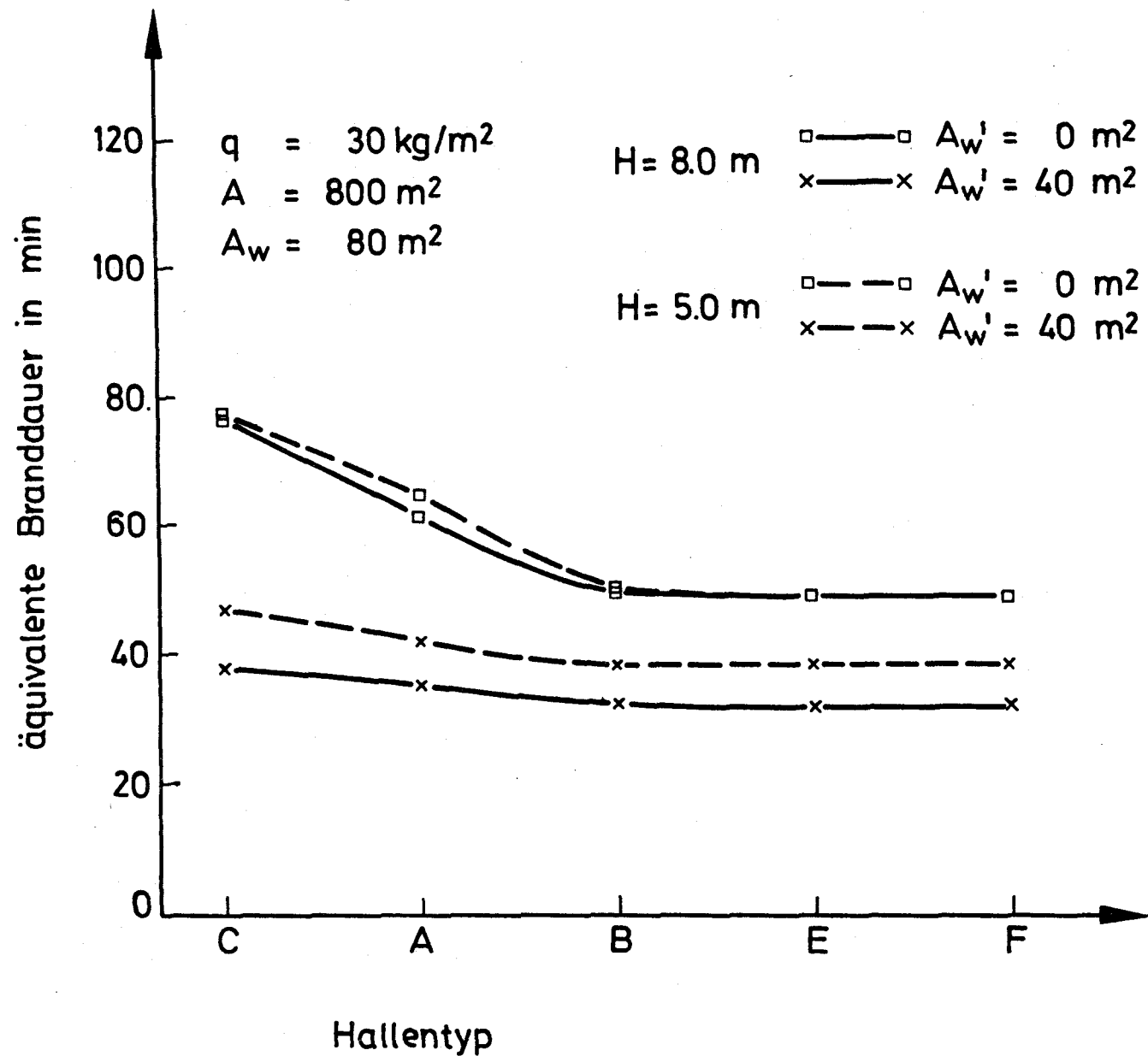
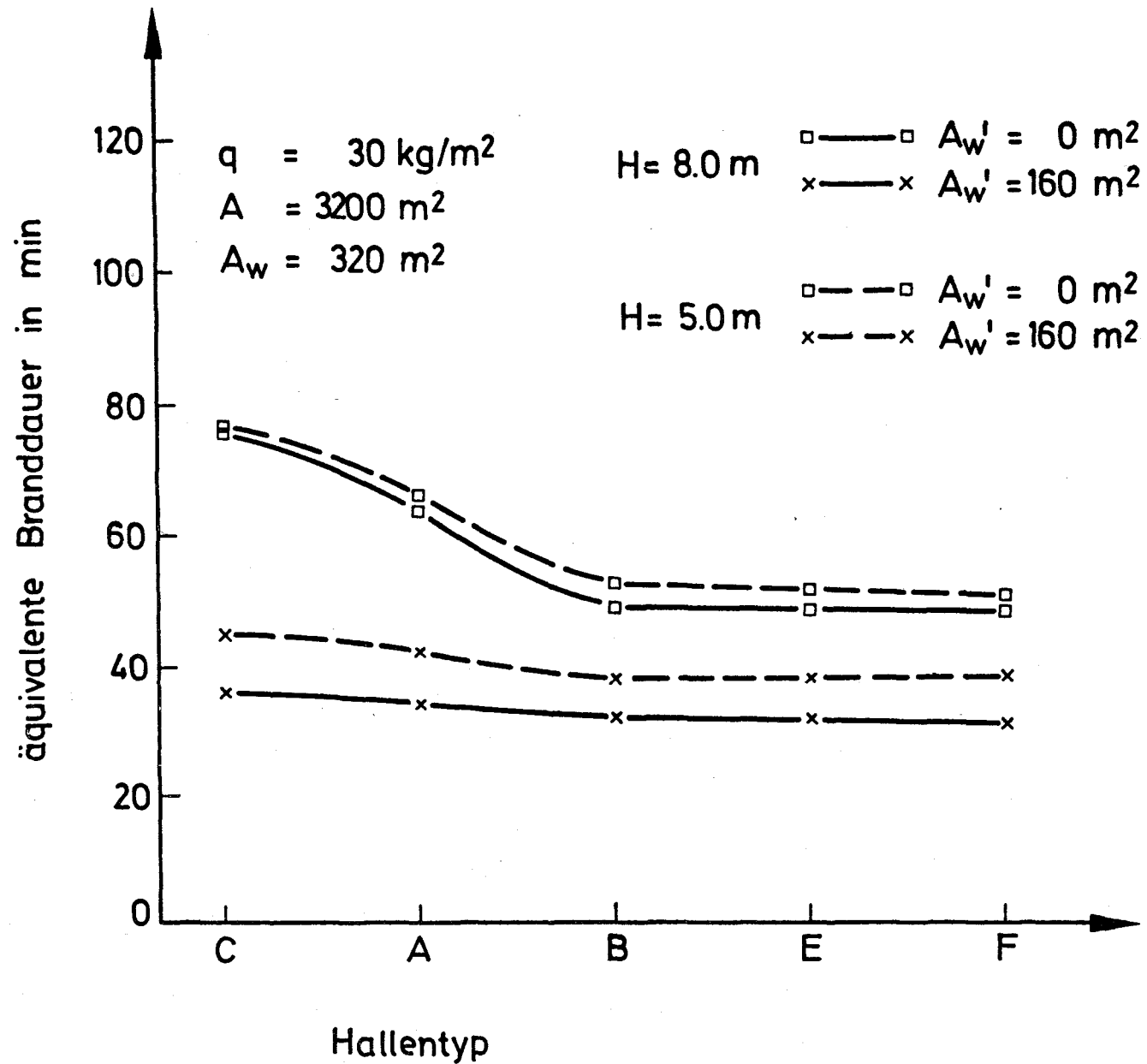


Bild 22: Äquivalente
Branddauer für
verschiedene
Hallentypen mit
3.200 m² Grund-
fläche und 10%
Fensteröffnung



4.4 Einfluß der Umfassungsbauteile

Die Bilder 19 bis 22 haben auch den Einfluß der Umfassungsbauteile auf t_{g} deutlich gemacht. Nahezu unabhängig von den Hallengrößen hat sich gezeigt, daß hochwärmegeämmte Konstruktionen eine signifikante Erhöhung des brandschutztechnischen Risikos bewirken können. Diese Erhöhungen sind bei schlechten Ventilationsbedingungen ($A_{\text{w}} = 5\%$, $A'_{\text{w}} = 0$) gravierend. Sie betragen nach Bild 19 und 20 bezogen auf den Stahlhallentyp B (Bezugswert) etwa 40% (Typ A) bis 60% (Typ C). Bei sehr guten Ventilationsbedingungen liegen die Erhöhungen zwischen 10% und 30% (s. Bild 21 und 22). Im Mittel liegt die Erhöhung der t_{g} -Werte somit bei 35%.

Den festgestellten Erhöhungen von t_{g} stehen vergleichsweise geringe Abminderungen gegenüber, wenn die Umfassungsbauteile schlecht wärmegeämmt sind. Praktisch läßt sich dieser Einfluß nur bei schlechter Ventilation nachweisen. Bezogen auf den Stahlhallentyp B ergeben sich maximale Abminderungen zwischen 10% und 14%. Der Mittelwert liegt somit bei 12%.

Die Rechenergebnisse stimmen qualitativ gut mit Ergebnissen von Pettersson überein, der den Einfluß der Umfassungsbauteile auf den Brandablauf und die Brandwirkungen in Wohnräumen untersucht hat /18/. Bezogen auf einen Wohnraum mit Umfassungsbauteilen aus Beton ergeben sich danach bei schlechter Ventilation und sehr guter Wärmedämmung Erhöhungen von t_{g} um 85%, whingegen bei "Wärmedämmung" von 80% der Umfassungsflächen mit Stahlblech sich maximale Abminderungen von 23% ergeben. Bei guter Ventilation beträgt die Erhöhung von t_{g} dagegen nur 70% und die Abminderung 16%. Berücksichtigt man, daß der Einfluß der Umfassung auf das Brandgeschehen bei deutlich zunehmender Raumgröße aus

geometrischen Gründen abnimmt (die Oberfläche wächst quadratisch und das Raumvolumen kubisch mit den Abmessungen), so können die vorstehenden Forschungsergebnisse aus Schweden, die ausschließlich an kleinen Räumen erzielt wurden, auch als Bestätigung der eigenen Untersuchungen angesehen werden.

Vergleicht man den Einfluß der Umfassungsbauteile auf die t_g -Werte, die sich im Grenzfall aus verschiedenen Arbeiten ergeben, so erhält man die auf Tabelle 8 angegebenen Werte. Bauteile aus Beton sind darin zunächst willkürlich mit 1.0 bewertet, d.h. sie dienen als Bezugswert für andere Bauteile bzw. Umfassungsbaustoffe.

Tabelle 8

Einfluß der Umfassungsbauteile auf die äquivalente Branddauer (Grenzwerte bezogen auf Betonhülle $\approx 100\%$)

Gebäudeart	max.Abminde- rung (sehr schlechte Wärmedämmung)	max.Erhö- hung (sehr gute Wärme- dämmung)	Autor bzw. Quelle
Wohnungs- bau bzw. kl.Räume	- 23 % *)	+ 85 %	Pettersson /18/
Industrie- bau	- 25 %	+ 25 %	DIN 18230 /2/
Industrie- halle	- 14 % **)	+ 60 %	diese Arbeit

*) 80 % Stahlblech, 20 % Beton

**) 46 % Stahlblech, 54 % Beton bei $A = 1600 \text{ m}^2$

5. Auswertung und Empfehlungen

5.1 Allgemeine Ergebnisse

Die vorstehenden Untersuchungen haben zu folgenden allgemeinen Erkenntnissen geführt:

- a) Der Einfluß der Umfassungsbauteile auf das Brandgeschehen kann bei wirklichen Schadenfeuern durch Vergleich der Brandwirkungen (äquivalente Branddauer) abgeschätzt werden.
- b) Stahlhallen ohne Wärmedämmung liegen an der unteren Grenze der erwartenden Beanspruchungen, d.h. bei ihnen erreichen die Wärmeverluste infolge der Wärmeableitung Maximalwerte.
- c) Stahlhallen mit hochwärmegedämmten Trapezblechwänden und -decken liegen an der oberen Grenze der zu erwartenden Beanspruchungen.
- d) Stahlhallen mit Gasbetonhülle sind im Hinblick auf die Brandwirkungen etwas günstiger einzustufen als Konstruktionen mit hochwertigen PUR-bzw. PS-Isolierungen.^{*)} Stahlbetonumhüllungen verhalten sich etwas ungünstiger als reine Stahlkonstruktionen.
- e) Die Größe der Halle ist im Bereich von 1000 bis 10.000 m² nicht von entscheidendem Einfluß; d.h. die Aussagen gemäß a), b), c) und d) gelten für einen Großteil der praktisch vorkommenden Hallenabmessungen.

^{*)} Wobei vorausgesetzt ist, daß die PUR- bzw. PS-Isolierungen nicht frühzeitig vom Brand zerstört werden. Dieses ist häufig nicht der Fall, d.h. in der Praxis gehen solche Isolierungen durch Brandeinwirkung häufig frühzeitig verloren.

- f) Der Einfluß der Umfassungsbauteile auf die äquivalente Branddauer ist bei schlechter Ventilation vergleichsweise groß (Wärmestau). Bei 20%-iger Ventilation bezogen auf die Gebäudegrundfläche wird er vernachlässigbar klein.
- g) Die Wärmeabsorption des Stahltragwerks ist gegenüber dem Wärmepotential der Brandlast nahezu vernachlässigbar klein. Bei einer Halle mit 300 bis 600 kg/m² Stahleinbauten beträgt die Absorption für 100 K Temperaturerhöhung 3.8 bis 7.6 kWh/m². Das entspricht einem Holzgleichwert von 0.8 bis 1.6 kg/m². Bei 500 K Temperaturerhöhung beträgt die Stahlabsorption 19 bis 38 kWh/m². Vergleicht man diese Werte mit der Mindestbrandlast gemäß DIN 18 230 von 25 kWh/m², so sieht man, daß die absorbierten Wärmemengen in der Größenordnung des von den Behörden aus Sicherheitsgründen geforderten Mindestwärmepotentials liegen. Stahlhallen sind diesbezüglich somit als günstig einzustufen.

5.2 Erkenntnisse im Hinblick auf die Angaben in DIN 18 230

Die vorstehenden Aussagen lassen sich noch erweitern, wenn man sie mit den Angaben, die in DIN 18 230 gemacht sind vergleicht. Dabei kann auf die in der Norm angegebenen Grundsatzbeziehungen für die äquivalente Branddauer

$$t_{\ddot{a}} = m \cdot q \cdot w \cdot c \quad (5.1)$$

und die erforderliche Feuerwiderstandsdauer

$$t_F = t_{\ddot{a}} \cdot \gamma \cdot \gamma_{nb} \quad (5.2)$$

zurückgegriffen werden. Für eingeschossige Hallen

mit 800 bzw. 1600 m² Grundfläche ist $\gamma = 1.0$.
Bei $A = 3200 \text{ m}^2$ gilt: $\gamma = 1.20$. γ_{nb} kann im vor-
liegenden Fall zu 1.0 angenommen werden, weil
Sprinkleranlagen nicht in Betracht gezogen werden.

Der Abbrandfaktor m wird im folgenden gemäß Bei-
blatt 1 zu DIN 18 230 1.0 gesetzt, weil als
Brandlast in den Berechnungen nach Abschnitt 3
ausschließlich Holzkrippen gewählt wurden. Auf-
grund der vorliegenden Ventilationsbedingungen
besitzen die drei verschieden großen Hallen je-
weils die gleichen Ventilationsbedingungen, so
daß insgesamt nur 4 Wärmeabzugsfaktoren w gemäß
Tabelle 3 von DIN 18 230 Teil 1 zu bestimmen waren.

Der Umrechnungsfaktor c gemäß Tabelle 2 von
DIN 18 230, der in Abhängigkeit von der Wärme-
eindringzahl angegeben ist und somit auch den
Einfluß der Umfassungsbauteile berücksichtigt,
wurde im Bereich der fest vorgegebenen Grenzwerte
(s. Tabelle 10) variiert. Damit sollte erreicht
werden, daß die Kontrollrechnungen nach DIN 18 230
Vergleichswerte für Hallen mit hoher, mittlerer
und geringer Wärmedämmung liefern.

Mit diesen Angaben und einer Brandlast q von
30 kg/m² erhält man für die untersuchten Hallen
aus Gl. (5.1) und (5.2) die auf Tabelle 9 ange-
gebenen erforderlichen Feuerwiderstandsdauern.*)

*) Auf eine Einstufung in Feuerwiderstandsklassen
kann gemäß DIN 18230 bei eingeschossigen Kon-
struktionen u.U. gänzlich verzichtet werden, wenn
hinsichtlich ihrer Mindestabmessungen, der Grenz-
abstände und Löschwasserverhältnisse bestimmte
Mindestvoraussetzungen erfüllt sind.

Tabelle 9

Erforderliche Feuerwiderstandsdauern und Feuerwiderstandsklassen der untersuchten Hallen nach DIN 18 230 (Vornorm)

Halle	Wärmeabzug	Umrechnungsfaktor c					
A	w	0.15		0.20		0.25	
(m ²)	(1)	t _F	FWK ^{*)}	t _F	FWK ^{*)}	t _F	FWK ^{*)}
800 bzw. 1600 $\gamma = 1.0$ $\gamma_{nb} = 1.0$	2.2	48	F 60	63	F 90	79	F 90
	1.2	26	F 30	37	F 60	43	F 60
	1.5	32	F 60	43	F 60	54	F 60
	0.7	15	F 30	20	F 30	25	F 30
3200 $\gamma = 1.2$ $\gamma_{nb} = 1.0$	2.2	57	F 60	76	F 90	95	F120
	1.2	31	F 60	44	F 60	52	F 90
	1.5	39	F 60	52	F 60	65	F 90
	0.7	18	F 30	24	F 30	30	F 60

*) FWK - Feuerwiderstandsklasse gemäß Tabelle 7
von DIN 18 230 Teil 1, Ausgabe 1981

Den errechneten Feuerwiderstandsdauern können gemäß Abschnitt 6.7 von DIN 18 230 Feuerwiderstandsklassen (FWK) nach DIN 4102 Teil 2 zugeordnet werden. Dabei gelten folgende Regeln:

15	<	t_F	\leq	30 min	→	F 30
30	<	t_F	\leq	60 min	→	F 60
60	<	t_F	\leq	90 min	→	F 90
90	<	t_F	\leq	120 min	→	F 120

Die ermittelten Klassen (FWK) sind auf Tabelle 9 ebenfalls angegeben. Man erkennt daran, daß die Einstufungsvorschrift im Mittel eine deutliche Anhebung des Sicherheitsniveaus bewirkt.*)

Vergleicht man dagegen die t_F -Werte für $\gamma = 1.0$ mit den zugehörigen t_a -Werten der Tabelle 7, so ergeben sich teilweise große Diskrepanzen. Die Rechenwerte nach DIN 18 230 liegen überwiegend deutlich unter den Werten, die sich aus den theoretischen Berechnungen ergeben. Bei der Durchführung dieses Vergleichs ist zu beachten, daß die beiden hochwärmegeämmten Hallentypen A und C im Sinne von DIN 18 230 Tabelle 2 mit dem Umrechnungsfaktor $c = 0.25$ bewertet werden müssen. Für die Stahlhalle mit Betonhülle (Typ B) gilt $c = 0.20$. Die Hallentypen E und F liegen zwischen $c = 0.20$ und $c = 0.15$. Auf Tabelle 10 sind die in DIN 18 230 vorgesehenen c -Werte angegeben.

*)

Diese Anhebung des Sicherheitsniveaus ist im Rahmen des Sicherheitskonzepts von DIN 18 230 berücksichtigt. Sie ist erforderlich, um die aus den Brandversuchen und Einstufungsvorschriften gemäß DIN 4102 Teil 2 herrührenden Unsicherheiten abzudecken!

Tabelle 10

Umrechnungsfaktor c gemäß Tabelle 2 von DIN 18 230 für verschiedene Umfassungsbauteile*)

Wärmeeindringzahl b ($\text{kJ/m}^2 \text{ K h}^{1/2}$)	Umrechnungsfaktor c ($\text{min m}^2 / \text{kWh}$)
> 151.2	0.15
43.2 bis 151.2	0.20
< 43.2	0.25

Im vorliegenden Fall sind die Umfassungsbauteile der Hallentypen C teilweise mehrschichtig ausgeführt. Überschlagsrechnungen zeigen, daß die in der Norm für einen mehrschichtigen Wandaufbau definierte mittlere Wärmeeindringzahl dazu führt, daß die Wärmeeindringzahl einer reinen PUR-Dämmung von 2.09 (s. Tabelle 4) bei Vorhandensein einer Trapezblechinnenschale auf 2.99 ansteigt. Im Rahmen der Grenzwerte von Tabelle 10 sind Nachrechnungen dieser Art somit ohne praktische Bedeutung, maßgebend ist in jedem Fall der obere Grenzwert $c = 0.25$.

Im folgenden wird zwecks Vereinfachung angenommen, daß für die Hallentypen E und F der niedrige Umrechnungsfaktor $c = 0.15$ richtig ist (bei Berücksichtigung des Betonfußbodens wird c etwas größer).

*) Fenster bleiben unberücksichtigt. Wenn die dämmende Wirkung frühzeitig durch Zerstörung verloren geht, dann kann $c = 0.15$ gesetzt werden.

Der Betonfußboden wird im folgenden somit nicht berücksichtigt. Ausgehend von dieser Voraussetzung sind auf den Bildern 23 und 24 die Rechenwerte von Tabelle 7 den Ergebnissen gemäß Tabelle 9 für die 1600 m² großen Industriehallen gegenübergestellt. Wie man sieht, werden infolge der vergleichsweise groben Einstufungsvorschrift der Norm die theoretischen Werte sowohl über als auch unterschritten. Eine größere Überschreitung der Normwerte zeichnet sich vor allem im Bereich der schlechten Ventilation und bei sehr hoher Wärmedämmung ab (s.Bild 23). Bei mittleren Ventilationsverhältnissen und schlechter Wärmedämmung kann eine Überschreitung (s.Bild 23) oder Unterschreitung (s.Bild 24) der Normwerte eintreten. Bei sehr guter Ventilation werden die Normwerte wie Bild 24 zeigt, nahezu unabhängig von der Wärmedämmung um 10 bis 15 Minuten unterschritten.

Im Prinzip zeigen die Bilder jedoch, daß die groben Rechenannahmen in DIN 18 230 letztlich zu Ergebnissen führen, die gar nicht so weit von den Ergebnissen der genauen Rechnung abweichen. Eine genauere Berücksichtigung des Bauteileinflusses in DIN 18 230, z.B. durch Einführung eines ventilationsabhängigen Umrechnungsfaktors c hätte nur dann einen Sinn, wenn gleichzeitig weitere Zwischenstufen in der Bemessung zugelassen werden, d.h. wenn neben den Stufen F30, F60, F90 und F120 ggf. auch Werte wie F15, F45, F75 und F105 zur Anwendung kommen dürften.

Bild 23: Äquivalente
Branddauern der
1.600 m² großen
Hallen mit 5%
Fensteröffnung
im Vergleich zu
den erforder-
lichen Feuer-
widerstands-
klassen gemäß
DIN 18 230

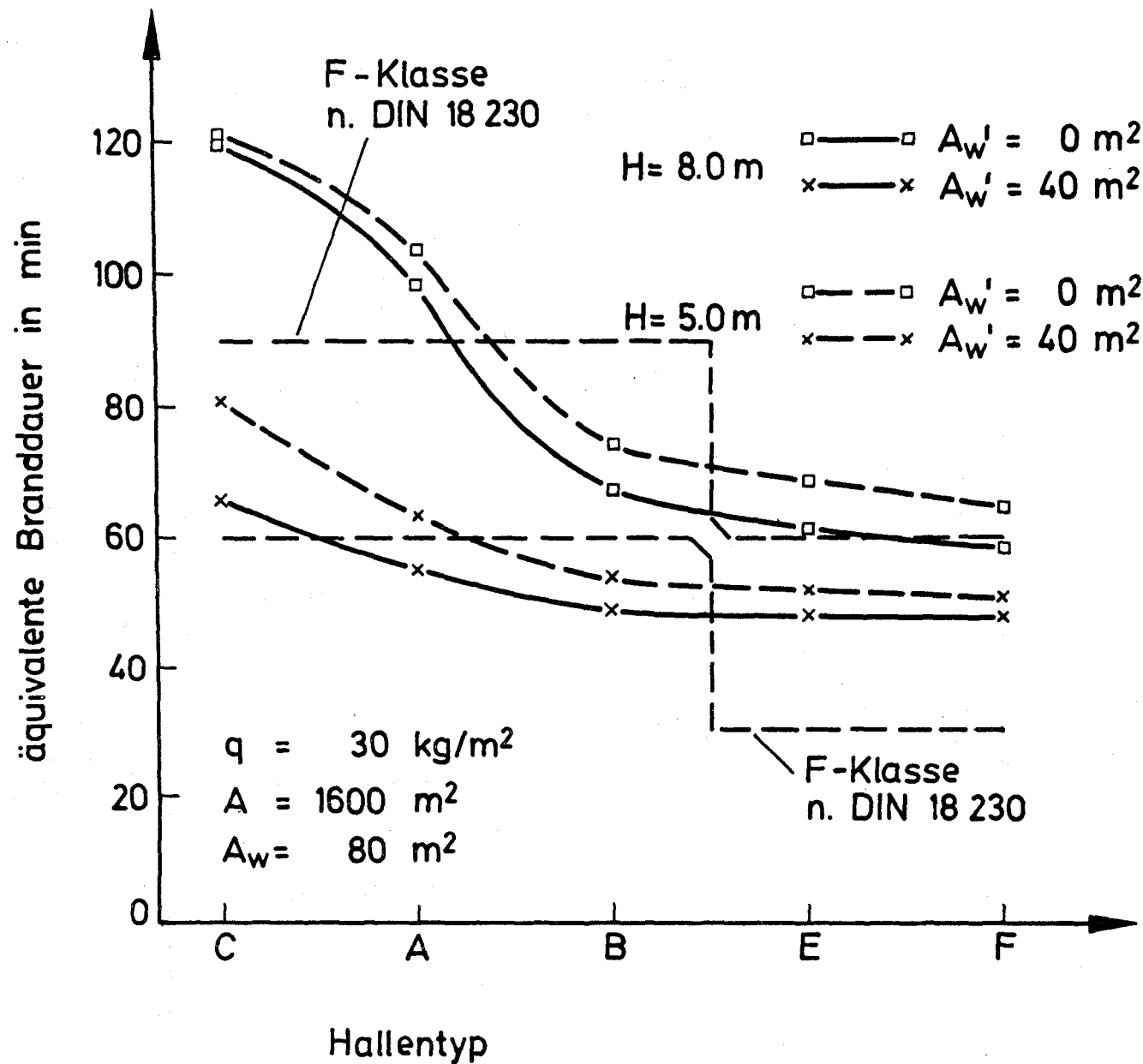
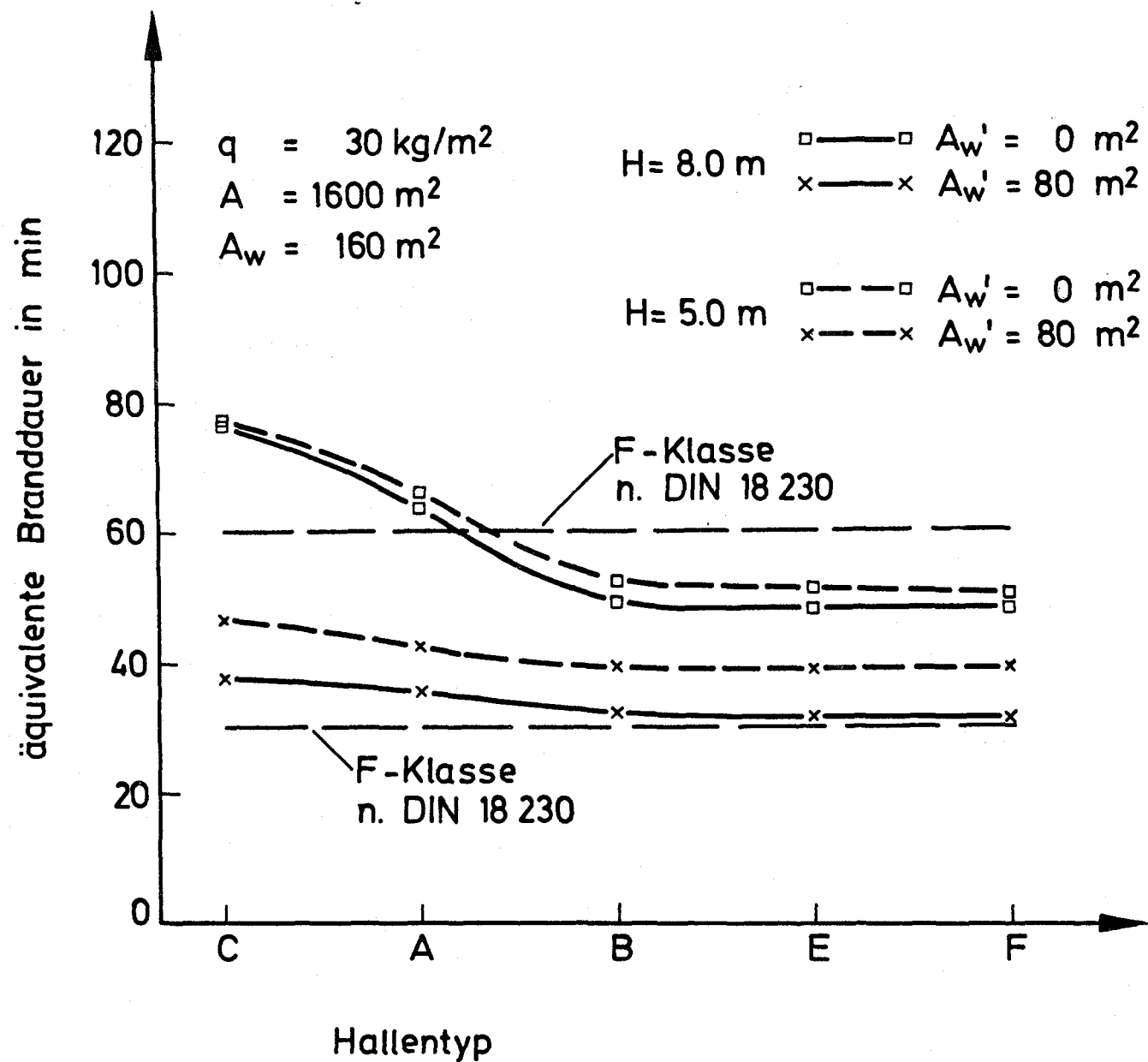


Bild 24: Äquivalente
Branddauern der
1.600 m² großen
Hallen mit 10%
Fensteröffnung
im Vergleich zu
den erforder-
lichen Feuer-
widerstands-
klassen gemäß
DIN 18 230



6. Zusammenfassung

Das Brandgeschehen in Gebäuden und die damit verbundenen Wärmespeicherungs- und Wärmeleitungsvorgänge in den tragenden bzw. umfassenden Bauteilen sind von sehr vielen Einflußgrößen abhängig. Mit Hilfe einer Wärmebilanzrechnung ist es möglich, die Haupteinflüsse voneinander zu trennen und sie einzeln zu quantifizieren. Aus Brandberichten ist beispielsweise bekannt, daß die Brandraumtemperaturen bei realen Schadenfeuern immer dann besonders hoch werden, wenn die Wärmedämmung der Umfassungsbauteile besonders gut ist. Umgekehrt werden die Temperaturen niedriger, wenn die Bauwerkshülle eine geringe Wärmedämmung besitzt. Es stellte sich somit die Frage, wie sich diese Beobachtungen rechnerisch quantifizieren lassen und welche Konsequenzen sich daraus für die brandschutztechnischen Anforderungen an Industriehallen ergeben. Dieser Frage wurde in der vorliegenden Untersuchung gezielt nachgegangen.

Die durchgeführten Untersuchungen haben zu differenzierten Aussagen geführt. Der Einfluß der Umfassungsbauteile auf das Brandgeschehen konnte für verschiedene Hallenkonfigurationen quantitativ nachgewiesen werden. Besonders ungünstig sind hochwärmedämmende Konstruktionen wie sie nach der Wärmeschutzverordnung gefordert werden, d.h. es hat sich ein deutlicher Widerspruch zwischen dem erforderlichen Wärmeschutz und den notwendigen Brandschutzmaßnahmen für ein günstiges brandschutztechnisches Verhalten der Konstruktion ergeben. Für den Industriebau ergeben sich daraus u.U. erhebliche Probleme und auch wirtschaftliche Konsequenzen. Bei hochwärmedämmten Stahlhallen (z.B. Gasbetonwänden und -decken, gedämmte Trapezblechwände und -decken) muß nach den Ergebnissen dieser Arbeit, infolge eines erhöhten Wärmestaus mit vergleichsweise hohen

Brandraumtemperaturen und somit auch mit hohen Brandbeanspruchungen der Bauteile gerechnet werden. Es sind mindestens die in DIN 18 230 vorgesehenen Erhöhungen von 25% anzusetzen, wenn hochwärmegedämmte Konstruktionen zur Anwendung kommen. Bei sehr schlechten Ventilationsbedingungen liegen die Normwerte in solchen Fällen vermutlich trotz dieser Erhöhung auf der unsicheren Seite. Bei schlechter Wärmedämmung und guter Ventilation ergeben sich demgegenüber auch Fälle, in denen die Normwerte zu günstig, d.h. zu hoch sind. Insgesamt erscheint es jedoch gegenwärtig nicht sinnvoll, diese Effekte in das System von DIN 18 230 einzuarbeiten, weil sie durch andere grobe Annahmen in der Norm teilweise überdeckt werden. Es scheint allerdings zweckmäßig zu sein, die zukünftigen Entwicklungen und brandschutztechnischen Festlegungen im Industriebau (Industriebau-richtlinie) auch rechnerisch-theoretisch zu begleiten, um rechtzeitig auf mögliche technisch-wirtschaftliche Konsequenzen hinweisen zu können, die sich u.U. als Folge von zunächst nicht eindeutig übersehbaren Rechenannahmen und Vereinbarungen ergeben.

Praktische Konsequenzen, die sich für die Konstruktion von Stahlhallen aus dieser Arbeit ergeben, lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- die Hallen müssen gut be- und entlüftet werden können, Fensterbänder sollen nicht zu tief angeordnet werden,
- die Wärmedämmung soll so gering wie möglich sein,
- die Brand- und Rauchausbreitung unter der Decke muß kontrollierbar sein,
- die Brandausbreitung auf dem Dach sollte ebenfalls kontrollierbar sein,
- Sollbruchstellen, die die Ventilation verbessern, sollten eingeplant werden.

7. Schrifttum

- /1/ Schneider, U. et al.: Wärmebilanzberechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen. Teil I, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, Heft 46, (1981).

- /2/ DIN 18 230 Teil 1 und Teil 2: Baulicher Brandschutz im Industriebau. Beuth Verlag, Berlin, (Vornorm erscheint demnächst).

- /3/ Kawagoe, K.: Fire behaviour in rooms. Report of Building Research Institute No. 27, Building Research Institute, Japan, (1958).

- /4/ Magnusson, S.E., et al.: Temperature-time curves of complete process of fire development. Bulletin 16, Lund Institute of Technology, Sweden, (1970).

- /5/ Harmathy, T.Z.: A new look at compartment fires. Fire Technology, Vol. 8, No.3 and 4, (1972).

- /6/ Thomas, P.H.: Fires in enclosures. BRF Current Paper CP 30/74. Fire Research Station, London, (1974).

- /7/ Babrauskas, V. et al.: Post-flashover compartment fires. Report No. UCB FRG 75-1, University of California, Berkeley, (1975).

- /8/ Bøhm, B.: Fully developed polyethylene and wood compartment fires. Technical University of Denmark, Lyngby, (1977).

- /9/ Tanaka, T.: A mathematical model of a compartment fire. Building Research Insitute, Paper No. 70, Tokyo, (1977).

- /10/ Quientiere, J.: The growth of fire in building compartments. Nat. Bureau of Standards, Preprint No. 7, Gaithersburg, (1976).

- /11/ Pape, R., et al.: Semistochastic approach to predicting the development of a fire in a room from ignition to flashover, RFIRES. Nat. Bureau of Standards, IITRI Projekt J 6367, (1976).

- /12/ Prahl, J., et al.: Fire induced flow through an opening. Combustion and Flame No. 25, P.369/385, (1975).

- /13/ Waterman, T.E., et al.: A study of the development of room fires. Nat. Bureau of Standards, IITRI Project J 6367 final report, (1976).

- /14/ Mitler, H.E.: The physical basis for the Harvard Computer Fire Code. Harvard University Techn. Report, Cambridge, (1978).

- /15/ Schneider, U., et al.: Probleme der Wärmebilanzberechnung von natürlichen Bränden in Gebäuden. Bauphysik, Heft 1, S. 22-31, (1981).

- /16/ Dobbernack, et al.: Mehrzonenmodelle für Wärmebilanzrechnungen. Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, (1982) (unveröffentlicht).
- /17/ Schneider, U., et al.: Bestimmung der äquivalenten Branddauer von statisch gelagerten Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig, (1977).
- /18/ Pettersson, O., et al.: A differentiated design of fire exposed steel structures. Lund Institute of Technology, Bulletin 44, Lund (Sweden), (1974).